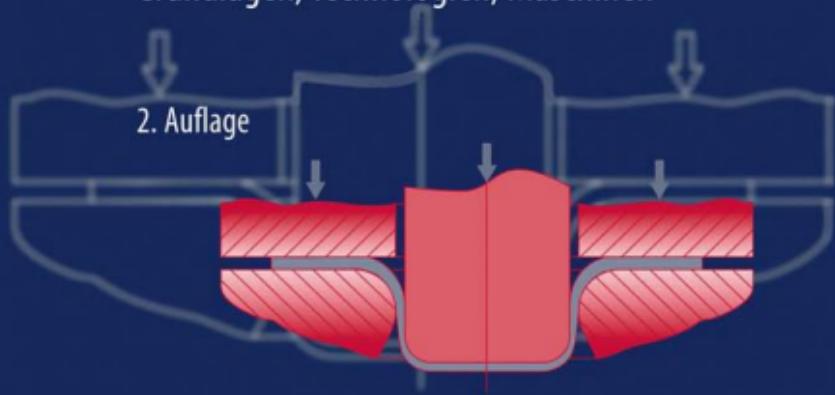


Eckart Doege · Bernd-Arno Behrens

Handbuch Umformtechnik

Grundlagen, Technologien, Maschinen



 Springer

VDI

Handbuch Umformtechnik

Eckart Doege[†] • Bernd-Arno Behrens

Handbuch Umformtechnik

Grundlagen, Technologien, Maschinen

2., bearbeitete Auflage



Springer

Professor Dr.-Ing. Eckart Doege[†]
Professor Dr.-Ing. Bernd-Arno Behrens
Leibniz Universität Hannover
Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen
An der Universität 2
30823 Garbsen
behrens@ifum.uni-hannover.de

ISBN 978-3-642-04248-5 e-ISBN 978-3-642-04249-2
DOI 10.1007/978-3-642-04249-2
Springer Heidelberg Dordrecht London New York

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

© Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2007, 2010

Dieses Werk ist urheberrechtlich geschützt. Die dadurch begründeten Rechte, insbesondere die der Übersetzung, des Nachdrucks, des Vortrags, der Entnahme von Abbildungen und Tabellen, der Funksendung, der Mikroverfilmung oder der Vervielfältigung auf anderen Wegen und der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen, bleiben, auch bei nur auszugsweiser Verwertung, vorbehalten. Eine Vervielfältigung dieses Werkes oder von Teilen dieses Werkes ist auch im Einzelfall nur in den Grenzen der gesetzlichen Bestimmungen des Urheberrechtsgesetzes der Bundesrepublik Deutschland vom 9. September 1965 in der jeweils geltenden Fassung zulässig. Sie ist grundsätzlich vergütungspflichtig. Zu widerhandlungen unterliegen den Strafbestimmungen des Urheberrechtsgesetzes.

Die Wiedergabe von Gebrauchsnamen, Handelsnamen, Warenbezeichnungen usw. in diesem Werk berechtigt auch ohne besondere Kennzeichnung nicht zu der Annahme, dass solche Namen im Sinne der Warenzeichen- und Markenschutz-Gesetzgebung als frei zu betrachten wären und daher von jedermann benutzt werden dürften.

Einbandentwurf: WMXDesign GmbH, Heidelberg

Gedruckt auf säurefreiem Papier

Springer ist Teil der Fachverlagsgruppe Springer Science+Business Media (www.springer.com)

Vorwort

Das vorliegende „Handbuch Umformtechnik“ versucht, eine inhaltliche Verbindung zwischen den theoretischen Grundlagen und dem praktischen Einsatz der Umformtechnik herzustellen. Es wurde von meinem Vorgänger als Leiter des Instituts für Umformtechnik und Umformmaschinen der Universität Hannover, Prof. Dr.-Ing. Eckart Doege†, konzipiert, der im April 2004 verstarb.

Das Buch soll für Studierende ein Hilfsmittel sein, das in den Vorlesungen vermittelte Wissen zu vertiefen und zu festigen. Darüber hinaus kann es Ingenieuren und Technikern im praktischen Alltag als übersichtliches Nachschlagewerk dienen. Ziel war es, die komplexen Vorgänge und Prozesse der Umformtechnik möglichst anschaulich und nachvollziehbar darzustellen.

Nach einer ausführlichen Darstellung der theoretischen Grundlagen widmen sich drei eigenständige Kapitel der Blechumformung, der Massivumformung sowie den Maschinen der Umformtechnik. Der inhaltliche Schwerpunkt liegt dabei in Themen, die in den letzten Jahrzehnten am Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen in Hannover bearbeitet wurden.

Ein großer Dank gilt all denjenigen Mitarbeitern meines Instituts, die einen erheblichen Teil ihrer Zeit geopfert haben, um dieses Buch zusammenzustellen. Darüber hinaus bedanke ich mich bei meinen Kollegen aus der Arbeitsgemeinschaft Umformtechnik (AGU) sowie den Vertretern zahlreicher Firmen, die durch ihre gewissenhafte Durchsicht und ihre wertvollen Anregungen einen wichtigen Beitrag zum Gelingen geleistet haben.

Leider war es Prof. Doege† nicht mehr vergönnt, die Fertigstellung des Buches zu erleben. Sämtliche Beteiligten haben dennoch versucht, das „Handbuch Umformtechnik“ in seinem Sinne zu vollenden.

Aufgrund einer positiven Resonanz und überaus erfreulichen Rückmeldungen seitens der Leserschaft haben wir uns entschlossen, eine zweite, neu bearbeitete Auflage dieses Handbuchs herauszugeben.

In dieser Neuauflage wurde bei einer Aktualisierung des Inhalts die bewährte Gliederung der ersten Auflage beibehalten. Hierbei wurden die Bezeichnungen sowie Gleichungen vereinheitlicht dargestellt und die Qualität der Abbildungen erhöht.

In Kapitel 4 „Massivumformung“ erfolgte die Ergänzung der Themenbereiche „Verschleiß von Schmiedegesenken“ und „Thixoforming als Sonderverfahren der Massivumformung“ um aktuelle Forschungserkenntnisse. Der Abschnitt „Pulverschmieden“ wurde zur Verbesserung der Verständlichkeit inhaltlich neu aufbereitet.

Mitarbeiter

An der Entstehung des „Handbuchs Umformtechnik“ waren die nachfolgenden aktuellen und ehemaligen Mitarbeiter des Instituts für Umformtechnik und Umformmaschinen beteiligt:

Kapitel Grundlagen der Umformtechnik:

Dr. Madjid Alasti, Dr. Jens Baumgarten, Dr. Anas Bouguecha, Helge Dähndel, Tomas Hagen, Dr. Björn Haller, Dr. Kamel Hanini, André Hundertmark, Dr. Matthias Kammler, Dr. Frank Meiners, Jens Poelmeyer, Olaf Pösse, Stefan Röhr, Amer Sabitovic, Bernd Sann, Falko Schäfer, Dr. Bianca Springub, Martin Stolorz, Dr. Christina Sunderkötter,

Kapitel Blechumformung:

Claus-Peter Eckold, Dr. Michael Gulde, Dr. Sven Hübner, Dr. Marcus Kamp, Jirko Kettner, Dr. Steffen Kulp, Dr. Gerrit Kurz, Dr. Martin Milch, Dr. Stefan Mütze, Dr. Cord Schäffner, Thorsten Suhrkamp, Dr. Christina Sunderkötter, Dr. Oliver Vogt, Dr. Jae-Woong Yun

Kapitel Massivumformung:

Dr. Lutz Barnert, Marcus Biströn, Helge Dähndel, Dr. Dirk Fischer, Edin Gastan, Dr. Michael Gulde, Dr. Björn Haller, Dr. Manfred Hoffmann, Dr. Aziz Huskić, Dr. Günter Klawitter, Julian Knigge, Fabian Lange, Ingo Lücken, Dr. Frank Meiners, Andreas Puchert, Insa Pfeiffer, Dirk Odening, Hagen Schmidt, Najmeh Vahed, Dr. Tobias Wesnigk

Kapitel Umformmaschinen:

Dr. Michael Ahrens, Jörg Brandt, Dr. Marc-Jean Derenthal, Mohsen Javadi, Dr. Marcus Kamp, Dr. Richard Krimm, Olaf Marthiens, Dr. Edzard Schaeper, Dr. Markus Schaprian, Michael Werbs

Inhalt

1 Einleitung.....	1
1.1 Entwicklung und wirtschaftliche Bedeutung der Umformtechnik	1
1.1.1 Historische Entwicklung der Umformtechnik	1
1.1.2 Gründung umformtechnischer Institute in Deutschland	3
1.1.3 Wirtschaftliche Bedeutung der Umformtechnik	5
1.1.4 Definitionen der Umformtechnik.....	7
1.2 Einteilung der Umformverfahren	8
1.2.1 Einteilung der Fertigungsverfahren nach DIN	8
1.2.2 Einteilung der Umformverfahren nach DIN 8582	11
Literatur zu Kapitel 1	13
2 Grundlagen der Umformtechnik.....	15
2.1 Werkstoffverhalten.....	15
2.1.1 Werkstoffkundliche Aspekte	15
2.1.2 Metallkundliche Grundlagen	37
2.2 Bezogene und logarithmische Formänderung.....	57
2.3 Umformgeschwindigkeit.....	65
2.4 Fließkurven und Aufnahmeverfahren	66
2.4.1 Klassischer Zugversuch	70
2.4.2 Zugversuch nach Siebel	72
2.4.3 Auswertung der Breiteneinschnürung bei einer Flachzugprobe ...	74
2.4.4 Zugversuch nach Reihle.....	79
2.4.5 Zugversuch an vorgewalzten Blechproben	85
2.4.6 Hydraulische Tiefung	86
2.4.7 Zylinderstauchversuch	90
2.4.8 Kegelstauchversuch	91
2.4.9 Einfluss von Temperatur und Umformgeschwindigkeit auf die Fließspannung.....	92
2.5 Einführung in die Berechnung umformtechnischer Prozesse.....	97
2.5.1 Gemeinsame Grundlagen der Elastizitäts- und Plastizitätsrechnung	98
2.5.2 Elastizitätsrechnung	127
2.5.3 Plastizitätsrechnung	148
2.5.4 Umformkraft und Umformarbeit	175
2.5.5 Berechnungsverfahren der Plastizitätsrechnung	187

2.6	Einfluss der Reibung auf den Umformprozess.....	223
2.6.1	Reibungszustände	225
2.6.2	Oberflächenkenngrößen für Werkzeuge	228
2.6.3	Mathematische Beschreibung der Reibung.....	234
2.6.4	Experimentelle Ermittlung des Reibwerts	242
	Literatur zu Kapitel 2	254
3	Blechumformung.....	259
3.1	Verfahren der Blechumformung	259
3.2	Tiefziehen im Anschlag	262
3.2.1	Spannungen beim Tiefziehen.....	265
3.2.2	Formänderungen im Flanschbereich.....	267
3.2.3	Kräfte beim Tiefziehen	270
3.2.4	Krafteinleitung beim Tiefziehen	280
3.2.5	Verlauf der örtlichen Formänderungen.....	287
3.2.6	Berücksichtigung des Anstiegs der Kaltverfestigung im Ziehteilflansch	288
3.2.7	Einfluss Fließkurvenlage auf das Grenzziehverhältnis	290
3.2.8	Versagensarten.....	292
3.2.9	Einflussgrößen auf das Tiefziehergebnis	292
3.2.10	Ermittlung des Arbeitsbereichs (Gutteifenster)	293
3.3	Tiefziehen im Weiterschlag	296
3.4	Blechprüfverfahren	296
3.4.1	Näpfchenprüfung nach Swift	297
3.4.2	Ermittlung des Grenzziehverhältnisses nach Schmidt	298
3.4.3	Ziehverhältnis nach Dutschke für nichtrotatorische Geometrien	299
3.4.4	Erichsen-Prüfung nach ISO20482	299
3.4.5	Engelhardt-Test.....	300
3.4.6	Zugversuch nach EN10002 und EN10130.....	302
3.4.7	Kreuzzugversuch	308
3.4.8	Ermittlung von Grenzformänderungskurven	311
3.5	Ermittlung von lokalen Formänderungen	316
3.6	Werkzeugtechnik für das Tiefziehen.....	322
3.6.1	Aufbau von Tiefziehwerkzeugen.....	322
3.6.2	Betätigungsarten des Niederhalters.....	332
3.6.3	Niederhaltersysteme.....	341
3.7	Wirkmedienbasierte Umformung.....	349
3.7.1	Hydromechanisches Tiefziehen	350
3.7.2	Beheiztes hydromechanisches Tiefziehen	354
3.7.3	Hochdruckblechumformung (HBU)	356
3.7.4	Fluidzell-Umformung	357
3.7.5	Innenhochdruck-Umformung (IHU).....	358
3.8	Tiefziehen unter Temperatureinfluss	361
3.8.1	Tiefziehen bei erhöhten Temperaturen	361
3.8.2	Warmumformung - Presshärten	365

3.9 Sonderverfahren der Blechumformung	366
3.10 Scherschneiden	368
3.11 Biegen	376
3.11.1 Biegeverfahren	377
3.11.2 Richten durch Biegen	382
3.12 Fügen	384
3.12.1 Bördeln	384
3.12.2 Falzen	394
3.12.3 Clinchen	400
3.12.4 Stanznieten	408
3.13 Werkzeugverschleiß beim Umformen	411
3.13.1 Verschleißmechanismen	411
3.13.2 Maßnahmen zur Verschleißreduktion	417
3.13.3 Weitere Maßnahmen zur Verschleißreduktion	429
3.14 Blechwerkstoffe	438
3.14.1 Stähle	438
3.14.2 Aluminiumlegierungen	444
3.14.3 Magnesiumlegierungen	447
3.14.4 Reintitanwerkstoffe	450
3.14.5 Beschichtete Bleche	453
Literatur zu Kapitel 3	456
4 Massivumformung	469
4.1 Einteilung der Verfahren	469
4.2 Stauchen	472
4.2.1 Kenngrößen beim Stauchen	472
4.2.2 Spannungsverhältnisse beim Stauchen	474
4.2.3 Umformarbeit	483
4.2.4 Verfahrensgrenzen beim Stauchen	485
4.2.5 Reibungseinfluss beim Stauchversuch	489
4.3 Freiformschmieden	490
4.3.1 Sattelformen	493
4.3.2 Bauteilformen	493
4.3.3 Vor- und Nachteile des Freiformschmiedens	494
4.4 Gesenkschmieden	496
4.4.1 Grundlagen des Gesenkschmiedens	497
4.4.2 Verfahrensablauf	526
4.4.3 Werkzeugtechnik	566
4.4.4 Verschleiß von Schmiedegesenken	575
4.4.5 Warmarbeitsstähle für den Gesenkbau	613
4.4.6 Schmiedestähle	619
4.4.7 Einfluss der Umformmaschine auf den Schmiedeprozess	621
4.4.8 Vor- und Nachteile des Gesenkschmiedens	622

4.5	Fließpressen	623
4.5.1	Verfahren mit Beispielbauteilen	623
4.5.2	Voll-Vorwärts-Fließpressen.....	627
4.5.3	Hohl-Vorwärts-Fließpressen.....	640
4.5.4	Napf-Rückwärts-Fließpressen.....	644
4.5.5	Verfahrensablauf beim Fließpressen.....	649
4.5.6	Verfahrenstypische Eigenschaften des Kaltfließpressens	658
4.6	Strangpressen	659
4.6.1	Strangpressprofile – Auswahl herstellbarer Formen.....	660
4.7	Massivumformung von Leichtmetallen	662
4.7.1	Schmieden von Aluminiumlegierungen.....	662
4.7.2	Schmieden von Magnesiumlegierungen	675
4.8	Thixoschmieden als Sonderverfahren der Massivumformung	680
4.8.1	Unterteilung der Umformverfahren im thixotropen Zustand	681
4.8.2	Definition Thixotropie (rheologische Grundlagen)	683
4.8.3	Besondere Anforderungen an den Werkstoff.....	684
4.8.4	Verfahrensanforderungen	685
4.8.5	Mögliche Bauteilfehler	691
4.8.6	Vorteile des Thixoschmiedens	694
4.9	Pulverschmieden	695
4.9.1	Herstellung von Rohteilen aus metallischen Pulvern.....	695
4.9.2	Verfahrensablauf beim Pulverschmieden	699
	Literatur zu Kapitel 4	702
5	Umformmaschinen.....	713
5.1	Einteilung der Umformmaschinen	713
5.2	Arbeitsgebundene Umformmaschinen	719
5.2.1	Schmiedehämmer	719
5.2.2	Spindelpressen	730
5.3	Weggebundene Umformmaschinen	745
5.3.1	Funktionsprinzip weggebundener Umformmaschinen	745
5.3.2	Bauarten weggebundener Umformmaschinen	745
5.3.3	Baugruppen von weggebundenen Pressen	755
5.3.4	Arbeitsvermögen der weggebundenen Umformmaschine	813
5.4	Kraftgebundene Umformmaschinen (Hydraulische Pressen)	823
5.4.1	Funktionsprinzip kraftgebundener Umformmaschinen	824
5.4.2	Baugruppen von kraftgebundenen Umformmaschinen.....	827
5.4.3	Bewertung von kraftgebundenen Pressen	836
5.5	Industrieller Einsatz von Umformmaschinen	838
5.5.1	Pressensysteme in der Karosseriefertigung.....	838
5.5.2	Schnellläuferpressen/Stanzautomaten.....	850
5.5.3	Weggebundene Schmiedepressen	861
5.5.4	Pressen für die Kaltumformung	865
5.5.5	Einarbeitungspressen	871

5.6 Genauigkeitskenngrößen von Umformmaschinen	875
5.6.1 Geometrische Genauigkeit der unbelasteten Maschine	875
5.6.2 Elastische Nachgiebigkeiten der belasteten Maschine.....	876
5.6.3 Messaufbau zur Bestimmung der Genauigkeit unter Last	887
5.6.4 Anteile der Baugruppen an der Maschinengenauigkeit	892
5.6.5 Auswirkung der Maschinen- und Werkzeugsteifigkeit.....	894
5.6.6 Verlagerungsverläufe (Beispiele)	898
Literatur zu Kapitel 5	903
Sachverzeichnis.....	907

1 Einleitung

1.1 Entwicklung und wirtschaftliche Bedeutung der Umformtechnik

1.1.1 Historische Entwicklung der Umformtechnik

Die Anfänge der Umformtechnik liegen in prähistorischer Zeit. Anhand archäologischer Funde, wie dem Inhalt von Grabkammern oder schriftlicher Überlieferungen, kann die technologische Entwicklung in den geschichtlichen Epochen rekonstruiert werden. Nach heutigen Erkenntnissen beginnt die Geschichte der Metallverarbeitung Ende des 5. Jahrtausends v. Chr. im Mittelmeerraum mit der Bearbeitung von Gold, Silber und Kupfer. Im Norden Europas, von den Alpen bis nach Skandinavien, hatte anfangs die Gießereitechnik einen größeren Stellenwert als die Umformtechnik. Letztere wurde allein für die Herstellung kleiner Teile angewendet, die nur schwierig zu gießen waren, wie z.B. Nadeln und einfache Schmuckprofile. Im Folgenden wird eine Auswahl wichtiger Meilensteine in der Geschichte der Umformtechnik vorgestellt.

Ab 4000 v. Chr.: Kupferzeit

- Schmelzen und Gießen von Gold, Silber, Kupfer
- Luxusware: Schmuck, Waffen, Gefäße
- Umformung: Treiben von Hand mit Steinwerkzeugen

Ab 2800 v. Chr.: Bronzezeit

Im Mittelmeerraum:

- Herstellung von Kupferlegierungen → Bronze
- Erfindung von Pressblechgesenken für Gold- und Silberbleche

In Nordeuropa:

- Herstellung von Verzierungen mittels Punzen (Schlagstempel)
- Produkte: Nadeln, profilierte Drähte und Schmuckprofile

Ab 900 v. Chr.: Beginn der Eisenzeit

- Einführung des Stielhammers
- Bronze löst Holz und Stein als Werkzeug ab
- Konturierte Stempel für die Blechumformung
- Einführung von Eisen (trotz schlechter mechanischer Eigenschaften)



Abb. 1.1 links: Griechische Bronzehohlform für die Blechumformung (ca. 700 v. Chr.), rechts: Römische Schmiede, Abbild auf einer Vase

Vom Römischen Reich bis ins 13. Jahrhundert

- Umformtechnik wird verbreitet, keine wesentliche Weiterentwicklung
- Grundausstattung einer römischen Schmiede (siehe Abb. 1.1), einer Schmiede im Jahr 1000 n. Chr. (Fund in Jütland) und eines handwerklichen Schmiedebetriebes heute ist sehr ähnlich

14. bis Ende 18. Jahrhundert

- Die Eisenverarbeitung gewinnt deutlich an Bedeutung
- 15. Jahrhundert: Entwicklung von wasserkraftgetriebenen Stielhämmern
- Blechumformung (Dengeln/Freiformen)
- Einführung der Spindelpresse
- Konkurrenzkampf zwischen Schmiede- und Gusserzeugnissen beginnt
- Die Pfahlramme wird als Umformmaschine eingesetzt

Ende 18. bis Ende 19. Jahrhundert

- James Watt baut den ersten Dampfhammer (England, 1784)
- Erste hydraulische Presse in Betrieb (England, 1798)
- Massivumformung:
 - Gesenkschmieden zur Herstellung von Massengütern
- Blechumformung:
 - Walzen von Blechen für Beschläge wird verbessert

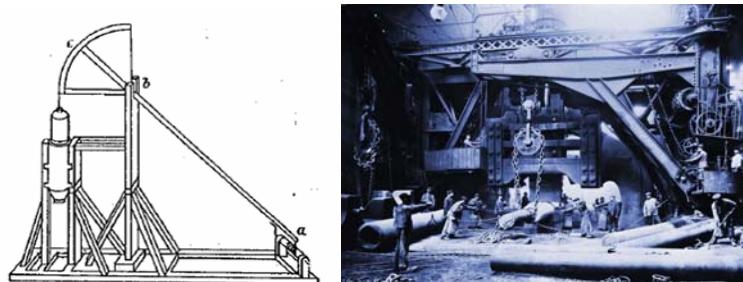


Abb. 1.2 links: Pfahlramme, Entwurf von da Vinci; rechts: Dampfhammer „Fritz“, Alfred Krupp, Essen 1861, Fallgewicht 50 t

20. Jahrhundert

- Umformtechnik ist Forschungsgegenstand an Hochschulen
- Durch umformende Verfahren werden hoch belastbare, sicherheitsrelevante Bauteile hergestellt (Automobilindustrie, Luft- und Raumfahrt)
- Leichtbau durch Umformtechnik (Einsatz von Aluminium, Magnesium, Titan)

Gegen Ende des 19. Jahrhunderts beginnt eine Industrialisierung der handwerklich geprägten Umformtechnik. Um das Potential dieser Technologie weiter ausschöpfen zu können, entstehen die ersten Forschungseinrichtungen auf dem Fachgebiet der Umformtechnik /Ids03, Joc94b, Joc94c, Joh53, Küh66, Müh00, Spu91, Wed58, Wit43, Zip67/.

1.1.2 Gründung umformtechnischer Institute in Deutschland

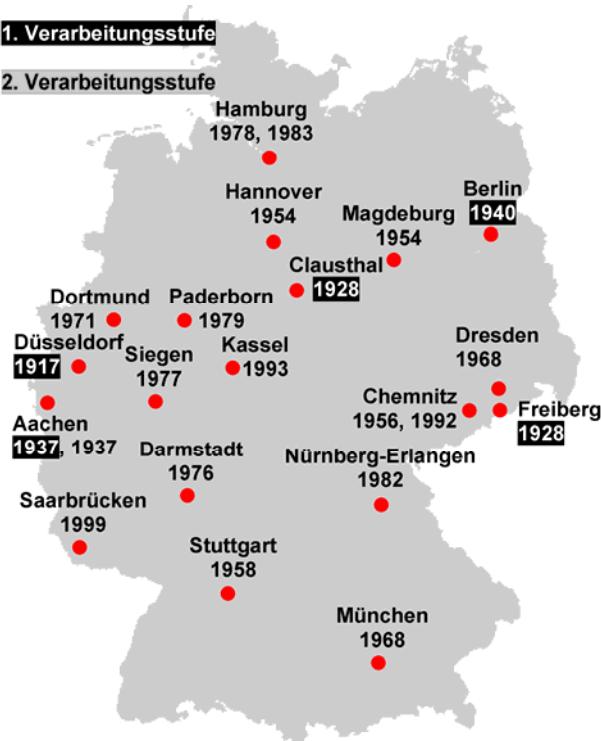


Abb. 1.3 Standorte und Gründungsjahre umformtechnischer Institute in Deutschland

1.1.2.1 Erste Verarbeitungsstufe (Herstellung des Halbzeugs)

Zu Beginn der universitären Forschung wurde im Wesentlichen die Herstellung und Bereitstellung des Halbzeugs (z.B. Bleche, Rohre, Profile, Drähte) untersucht. Die zu diesem Zweck gegründeten umformtechnischen Institute sind in Tabelle 1.1 dargestellt (vgl. Abb. 1.3).

Besondere Bedeutung bei den Verfahren der ersten Verarbeitungsstufe haben das Walzen und das Freiformschmieden. Beim Übergang vom flüssigen in den festen Zustand entsteht bei Stahlwerkstoffen eine Schrumpfung von ca. 2 %. Die hierdurch im Gusswerkstoff zurückbleibenden Poren werden durch anschließendes Walzen oder Freiformschmieden geschlossen. So entsteht ein dichtes Gefüge, wie es für hochbeanspruchte „Leichtbauteile“ benötigt wird.

Tabelle 1.1 Gründungsjahre der sich mit der ersten Verarbeitungsstufe befassenden umformtechnischen Institute in Deutschland

Ort	Düsseldorf	Clausthal	Freiberg	Aachen	Berlin
Gründungs- jahr	1917	1928	1928	1937	1940

1.1.2.2 Zweite Verarbeitungsstufe (Verarbeitung des Halbzeugs)

Nachdem die Erforschung der Herstellung von Halbzeugen bereits einen hohen wissenschaftlichen Stand erreicht hatte, gewann in den 50/60er Jahren des 20. Jh. die zweite Verarbeitungsstufe an Bedeutung.

Verfahren der zweiten Verarbeitungsstufe sind z.B.

- Blechumformung,
- Gesenkschmieden bzw. Warmumformung sowie
- Kaltumformung und Halbwarmumformung.

Um die einzelnen Verfahren bezüglich ihrer wirtschaftlichen Bedeutung gewichten zu können, zeigt Tabelle 1.2 eine grob geschätzte Übersicht. Im Zuge dieser Entwicklung wurden universitäre Institute gegründet, die sich mit der zweiten Verarbeitungsstufe befassten (Tabelle 1.3; vgl. Abb. 1.3, hell hinterlegt).

Tabelle 1.2 Verarbeitungstemperaturen und geschätztes Mengenverhältnis der Verfahren der zweiten Verarbeitungsstufe (nach /Ids03/; Bilder nach /Hir01/)

Verfahren	Blech-umformung	Warm-umformung	Kalt-umformung	Halbwarm-umformung	
Verhältnis der verarbeiteten Mengen	100	10	1	0,2–0,3	
Temperatur	kalt RT = 20 °C	warm 1000–1250 °C	kalt RT = 20 °C	warm 650–900 °C	
Beispielbauteile		 Tiefgezogene Türverstärkung	 Geschmiedetes Schwenklager	 Getriebeteile m. einbaufertigen Verzahnungen	 Mittenwelle

Tabelle 1.3 Gründungsjahre der sich mit der zweiten Verarbeitungsstufe befassenden umformtechnischen Institute in Deutschland

Ort	Aachen	Hannover	Magdeburg	Chemnitz	Stuttgart	Dresden	München	Dortmund	Darmstadt	Hamburg	Paderborn	Nürnberg-Erlangen	Kassel
Gründungsjahr	1937	1954	1954	1956 1992	1958	1968	1968	1971	1976	1978 1983	1979	1982	1993

1.1.3 Wirtschaftliche Bedeutung der Umformtechnik

In Zeiten der Energie- und Rohstoffverknappung zeigen die umformenden Fertigungsverfahren aufgrund einer im Vergleich zu spanenden Fertigungstechniken höheren Werkstoffausnutzung wesentliche Vorteile. Die in Abb. 1.4 aufgeführten Umformverfahren (Kalt-, Halbwarm- und Warmmassivumformung) erfordern zwar einen höheren spezifischen Energiebedarf bei der Werkstückherstellung, jedoch muss dieser stets in Relation zum Energiebedarf für die Rohteilherstellung gesehen werden /Her89/.

Aufgrund der hohen Materialausnutzung bei den umformtechnischen Fertigungsverfahren fallen bei einer Berechnung der Fertigteilkosten die Kosten für die Rohteilherstellung deutlich weniger ins Gewicht als bei den spanenden Verfahren. Daher ist der in Abb. 1.5 dargestellte relative Energiebedarf bezogen auf 1 kg Fertigteil für konventionelles Gesenkschmieden (Gesenkschmieden mit Grat) deutlich geringer als bei spanenden Verfahren.

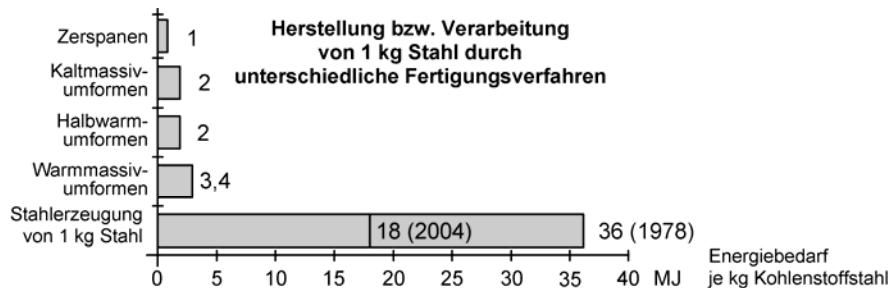


Abb. 1.4 Energiebedarf zur Werkstückherstellung durch verschiedene Fertigungsverfahren (nach /Lan78, Lün05/)

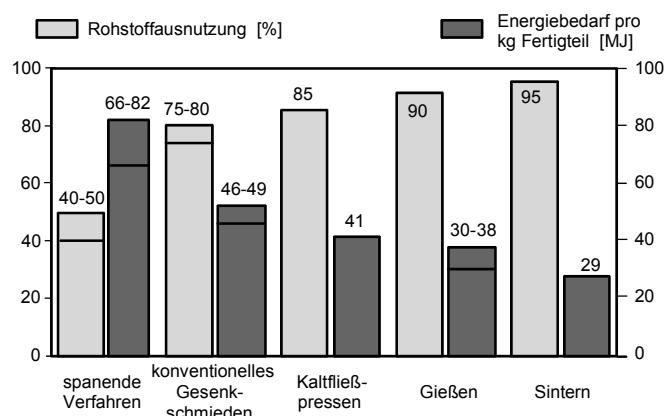


Abb. 1.5 Relativer Energiebedarf und Rohstoffausnutzung verschiedener Herstellungsverfahren einschließlich Aufwand für Stahlherstellung und Energiegehalt des Abfalls (nach /Her89/)

Das Kaltfließpressen erfordert einen noch geringeren relativen Energiebedarf als das Gesenkschmieden bei weiter gesteigerter Werkstoffausnutzung, jedoch ist bei diesem Verfahren das maximale Formänderungsvermögen des Werkstoffes begrenzt.

Das Gießen bietet eine hervorragende Werkstoffausnutzung und einen geringen Energiebedarf bei der Herstellung von Bauteilen, jedoch ist aufgrund von Poren, die infolge der Abkühlung durch Schrumpfung entstehen, die Festigkeit von Guss-teilen gegenüber vergleichbaren Schmiedeteilen reduziert.

Bezüglich der Werkstoffausnutzung und des Energiebedarfs schneiden pulvermetallurgische Verfahren wie das Sintern sehr gut ab. Allerdings sind diese Verfahren mit einem vergleichbar großen Aufwand für Werkzeuge und Maschinen und dadurch mit hohen Prozesskosten verbunden. Aus diesem Grund werden pulvermetallurgische Verfahren nur bei sehr großen Stückzahlen eingesetzt oder wenn besondere Anforderungen an die Bauteile gestellt werden (z.B. große

Wandstärkenänderungen) /Her89, Lan78/.

Insbesondere durch neue Entwicklungen im Bereich Schmieden, wie Präzisionsschmieden oder Thixoschmieden, kann die Werkstoffausnutzung schmiedetechnischer Verfahren nachhaltig verbessert und dem Trend zur endkonturnahen Fertigung entgegen gekommen werden (siehe Kap. 4).

1.1.4 Definitionen der Umformtechnik

Nach DIN 8580 ist das Umformen definiert als Fertigen durch bildsames oder plastisches Ändern der Form eines festen Körpers. Dabei werden sowohl die Masse als auch der Stoffzusammenhalt beibehalten.

Abhängig von der Beherrschung der Geometrie wird unterschieden zwischen:

- *Umformen*: Ändern einer Form mit Beherrschung der Geometrie ("um" entspricht einer gewollten Veränderung wie Umbauen oder Umschmelzen), Verfahren sind z.B.: Tiefziehen, Gesenkschmieden, Fließpressen (Abb. 1.6).
- *Verformen*: Ändern einer Form ohne Beherrschung der Geometrie, wie z.B. beim Schmieden von Hand mit Hammer und Amboss.

Abhängig vom eingesetzten Halbzeug (Blech, Stab oder Block) erfolgt eine Unterteilung in Blechumformung oder Massivumformung:

- *Blechumformung* (bis ca. 10 mm Blechdicke): Die Dicke des Blechs bleibt bis auf Änderungen zweiter Ordnung erhalten (s. Kap. 3).
- *Massivumformung*: Ein Körper wird in allen drei Koordinatenrichtungen verändert.

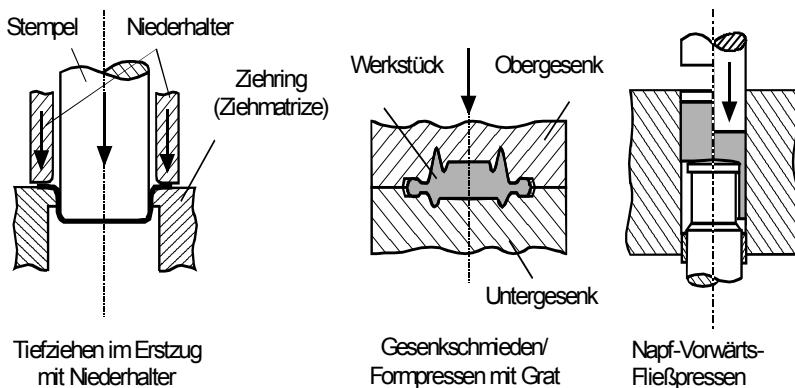


Abb. 1.6 Beispiele für Umformverfahren (nach /Lan88/)

Eine Einteilung der Umformverfahren kann auch hinsichtlich der Temperatur erfolgen (vgl. Tabelle 1.2). Dabei wird unterschieden zwischen:

- *Kaltumformung* (DIN 8582): Umformen ohne Anwärmen, d.h. bei einer Rohtemperatur von ca. 20 °C. Aufgrund des begrenzten Formänderungsvermögens sind hohe Umformkräfte erforderlich. Es ist eine hohe Maßgenauigkeit erreichbar.
- *Halbwarmumformung*: Umformen nach Anwärmen, Rohtemperatur bei Stahl von 650 °C bis 900 °C. Durch eine Reduzierung der Zunderbildung und des Verzugs kann eine im Vergleich zur Warmumformung verbesserte Maßgenauigkeit erreicht werden. Verglichen mit der Kaltumformung sind geringere Umformkräfte erforderlich, gegenüber der Warmumformung ergeben sich jedoch etwa um den Faktor 2 bis 3 größere Kräfte /Ids03/.
- *Warmumformung*- (DIN 8582): Umformen nach Anwärmen, Rohtemperatur bei Stahl von 1000 °C bis 1250 °C. Hierdurch ist die Kraft zur Umformung 8 bis 10 mal geringer als bei der Kaltumformung. Es sind sehr große Formänderungen erreichbar (Rohtemperatur > Rekristallisationstemperatur), allerdings reduziert sich die Maßgenauigkeit aufgrund von Schrumpfung, Verzug und Zunderbildung.

Kennzeichnend für alle Umformverfahren ist, dass Teile in der Regel nicht in einem, sondern in mehreren Arbeitsgängen hergestellt werden. Die Folge der einzelnen Arbeitsgänge wird als "Stadienfolge" bezeichnet: Daraus resultiert, dass die Herstellung von Werkstücken insbesondere durch Kaltumformung erst bei relativ großen Stückzahlen wirtschaftlich ist, da zur Fertigung eines Bauteils mehrere Werkzeugstufen notwendig sind.

1.2 Einteilung der Umformverfahren

1.2.1 Einteilung der Fertigungsverfahren nach DIN

Fertigungsverfahren werden nach DIN 8580 eingeteilt (Tabelle 1.4). Die Gliederung der sechs oben genannten Hauptgruppen ist in Tabelle 1.5 zu finden.

- *Urformen* ist Fertigen eines festen Körpers aus formlosem Stoff durch Schaffen eines Zusammenhaltes. Hierbei treten die Stoffeigenschaften bestimmbar in Erscheinung. Verfahren sind z.B. Gießen und Sintern.
- *Umformen* ist Fertigen durch bildsames (plastisches) Ändern der Form eines festen Körpers. Dabei werden sowohl die Masse als auch der Zusammenhalt beibehalten. Verfahren sind z.B. Blech- und Massivumformung.
- *Trennen* ist Fertigen durch Ändern der Form eines festen Körpers, wobei der Zusammenhalt örtlich vollständig aufgehoben wird. Dabei ist die Endform in der Ausgangsform enthalten. Auch das Zerlegen zusammengesetzter Körper wird dem *Trennen* zugeordnet. Verfahren sind z.B. das Drehen, Fräsen, Schleifen oder Bohren.

- *Fügen* ist das Zusammenbringen zweier oder mehrerer Werkstücke geometrisch bestimmter fester Form mit formlosem Stoff. Dabei wird der Zusammenhalt örtlich geschaffen oder im Ganzen vermehrt. Durch Kraft-, Stoff- oder Formschluss werden Einzelteile zu größeren Einheiten. Kraftschlüssige Verbindungen wie Schrauben sind lösbar, unlösbar sind formschlüssige Verbindungen wie Nieten oder Clinchen bzw. stoffschlüssige Verbindungen wie Schweißen und Löten.
- *Beschichten* ist das Aufbringen einer fest haftenden Schicht aus formlosem Stoff auf ein Werkstück. Verfahren sind z.B. Grundieren, Lackieren, Anstreichen, Emaillieren, Phosphatisieren, Verzinken sowie das Aufbringen von keramischen Beschichtungen (vgl. Kap. 3.13). Es wird hauptsächlich zur Vorbereitung von Werkstücken für die Weiterverarbeitung, zur Verschleißreduzierung, zum Korrosionsschutz oder aus optischen Gründen durchgeführt.
- *Stoffeigenschaften ändern* ist das Fertigen eines festen Körpers durch Umlagern, Aussondern oder Einbringen von Stoffteilchen, wobei eine etwaige unwillkürliche Formänderung nicht zum Wesen des Verfahrens gehört. Beispielsweise werden durch gezieltes Ändern des Gefügezustands eines Werkstoffes wie Härteten oder Vergüten die Gebrauchseigenschaften eines Werkstücks hinsichtlich der Belastung im Einsatz nachträglich verbessert.

Tabelle 1.4 Einteilung der Fertigungsverfahren (nach DIN 8580)

	Zusammenhalt schaffen	Zusammenhalt bei-behalten	Zusammenhalt ver-mindern	Zusammenhalt vermehren	
Änderung der Form	Hauptgruppe 1	Hauptgruppe 2 <i>Umformen</i>	Hauptgruppe 3 <i>Trennen</i>	Hauptgruppe 4 <i>Fügen</i>	Hauptgruppe 5
Änderung der Stoff-eigen-schaft	<i>Urformen</i> (Form schaffen)			Hauptgruppe 6 <i>Stoffeigenschaft ändern</i> durch Umlagern von Stoff-teilchen	<i>Beschichten</i> Aussondern von Stoff-teilchen Einbringen von Stoff-teilchen

Tabelle 1.5 Gliederung der sechs Hauptgruppen der Fertigungsverfahren nach DIN 8580

Haupt gruppe 1 <i>Urformen</i>	Haupt gruppe 2 <i>Umformen</i> DIN 8582	Haupt gruppe 3 <i>Trennen</i>	Haupt gruppe 4 <i>Fügen</i>	Haupt gruppe 5 <i>Beschichten</i>	Haupt gruppe 6 <i>Stoffeigen- schaften ändern</i>
Gruppe 1.1 aus dem gas- oder dampfförmigen Zustand	Gruppe 2.1 Druckumformen DIN 8583	Gruppe 3.1 Zerteilen	Gruppe 4.1 Zusammenlegen DIN 8593	Gruppe 5.1 aus dem gas- oder dampfförmigen Zustand	Gruppe 6.1 durch Umlagern von Stoffteilchen
Gruppe 1.2 aus dem flüssigen, breiigen oder pastenförmigen Zustand	Gruppe 2.2 Zugdruckumformen DIN 8584	Gruppe 3.2 Spanen mit geometrisch bestimmten Schneiden DIN 8589	Gruppe 4.2 Füllen DIN 8593	Gruppe 5.2 aus dem flüssigen, breiigen oder pastenförmigen Zustand	Gruppe 6.2 durch Aussondern von Stoffteilchen
Gruppe 1.3 aus dem ionisierten Zustand durch elektrolyt. Abscheiden	Gruppe 2.3 Zugumformen DIN 8585	Gruppe 3.3 Spanen mit geometrisch unbestimmten Schneiden DIN 8589	Gruppe 4.3 An- und Einpressen DIN 8593	Gruppe 5.3 aus dem ionisierten Zustand durch elektrolyt. o. chem. Abscheiden	Gruppe 6.3 durch Einbringen von Stoffteilchen
Gruppe 1.4 aus dem festen (körnigen o. pulverigen) Zustand	Gruppe 2.4 Biegeumformen DIN 8586	Gruppe 3.4 Abtragen DIN 8590	Gruppe 4.4 Fügen durch Urformen DIN 8593	Gruppe 5.4 aus dem festen (körnigen o. pulverigen) Zustand	
	Gruppe 2.5 Schubumformen DIN 8587	Gruppe 3.5 Zerlegen	Gruppe 4.5 Fügen durch Umformen DIN 8593		
		Gruppe 3.6 Reinigen	Gruppe 4.6 Stoffverbinden DIN 8593		
		Gruppe 3.7 Evakuieren			

Verfahrenskombinationen liegen dann vor, wenn jedes Verfahren für sich allein eine Bearbeitung des Werkstückes bewirkt.

1.2.2 Einteilung der Umformverfahren nach DIN 8582

Umformverfahren der Hauptgruppe 2 aus DIN 8580 werden nach DIN 8582 weiter spezifiziert und nach dem herrschenden Spannungszustand eingeteilt (Abb. 1.7). Im Folgenden werden einige Beispiele für Umformverfahren zu den jeweiligen Spannungszuständen vorgestellt (Abb. 1.8 bis Abb. 1.12 nach /Lan88/).

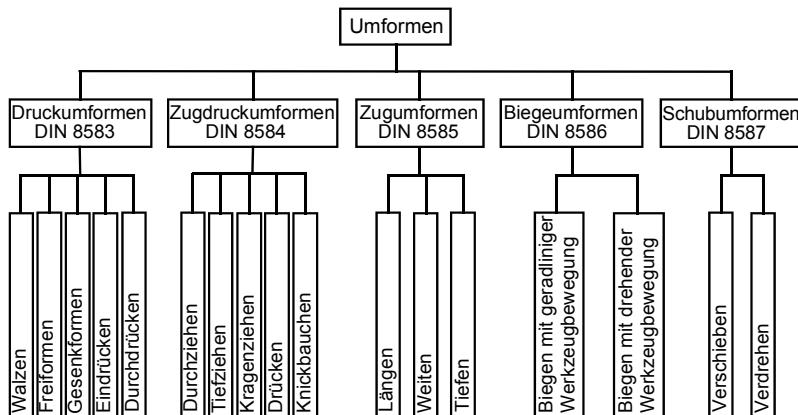


Abb. 1.7 Gliederung der 6 Hauptgruppen der Fertigungsverfahren (nach DIN 8582)

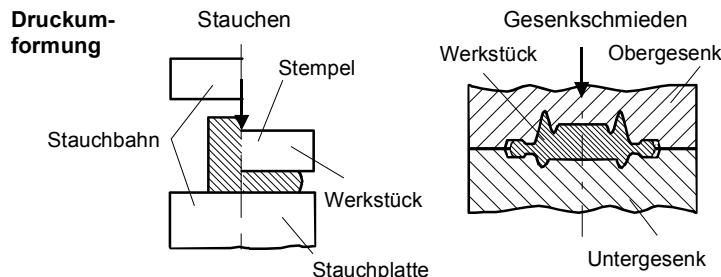


Abb. 1.8 Fertigungsverfahren Druckumformung (DIN 8583)

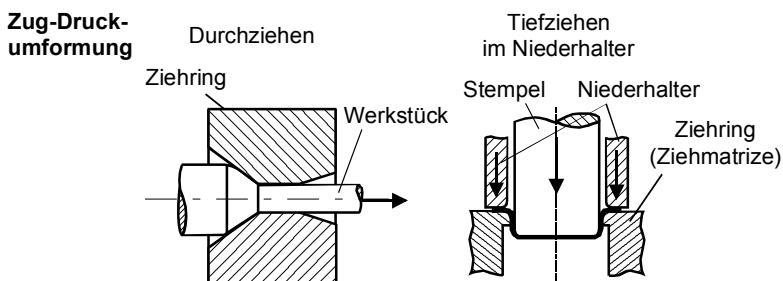


Abb. 1.9 Fertigungsverfahren Zugdruckumformung (DIN 8584)

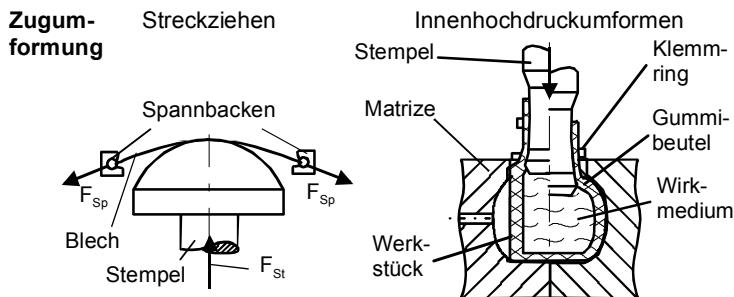


Abb. 1.10 Fertigungsverfahren Zugumformung (DIN 8585)

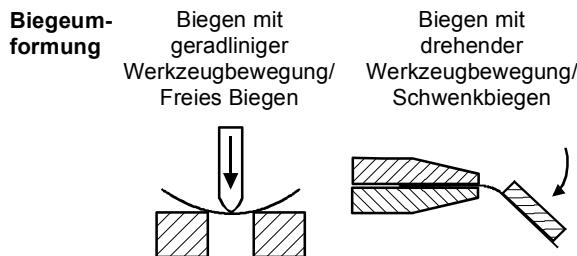


Abb. 1.11 Fertigungsverfahren Biegeumformung (DIN 8586)

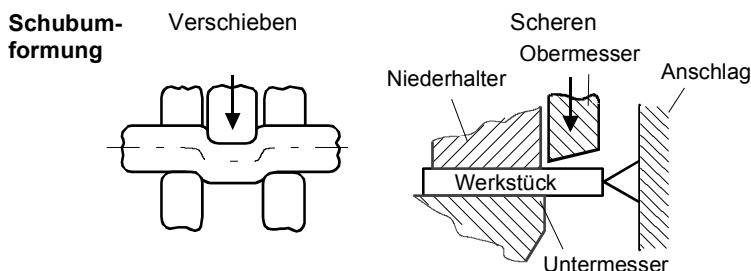


Abb. 1.12 Fertigungsverfahren Schubumformung (DIN 8587)

Literatur zu Kapitel 1

- /Ane99/ Anemüller UT (1999) Metallkundliche Untersuchungen an Bronzebeilen – ein Beitrag zur Technologie der Bronzezeit. Dissertation, Fortschritt-Berichte VDI, VDI Verlag GmbH, Düsseldorf
- /Her89/ Herlan T (1989) Optimaler Energieeinsatz bei der Fertigung durch Massivumformung. Dissertation Universität Stuttgart, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York London Paris Tokyo
- /Hir01/ Hirschvogel M (2001) Massivumformtechniken für die Fahrzeugindustrie. Verlag Moderne Industrie, Landsberg/Lech
www.ids.wsu.de (Stand 27.05.2003)
- /Ids03/ Jockenhövel H (1994) Raum und Zeit – Gliederung der Bronzezeit. Bronzezeit in Deutschland, Konrad Theiss Verlag GmbH & Co., Stuttgart: 9–14
- /Joc94a/ Jockenhövel H (1994) Arbeiten an Ofen und Tiegel – Frühe Metallurgen und Künstler. Bronzezeit in Deutschland, Konrad Theiss Verlag GmbH & Co., Stuttgart: 36–40
- /Joc94c/ Jockenhövel H (1994) Geschlagen aus Blech – Frühe Bronzezeitgefäß. Bronzezeit in Deutschland, Konrad Theiss Verlag GmbH & Co., Stuttgart: 81–83
- /Joh53/ Johannsen O (1953) Geschichte des Eisens. Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf
- /Küh66/ Kühn H (1966) Vorgeschichte der Menschheit – Dritter Band – Bronzezeit und Eisenzeit. Verlag M. DuMont, Schauenberg Köln
- /Lan78/ Lange K (1978) Energieeinsparung und Fertigungstechnik. WT-Werkstattstechnik, Springer-Verlag, Band 68, Nr. 9: 535–537
- /Lan88/ Lange K (Hrsg.) (1988) Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft, Bd. 1: Grundlagen. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York London Paris Tokyo
- /Lün05/ Lüngen HB (2005) Technische Entwicklungen in der Stahlindustrie verringern CO₂-Emissionen. Fachkonferenz, Rheinklima – die Zukunftsfähigkeit europäischen Wirtschaftsraums im Wandel des Klimas, Bundesministerium für Bildung und Forschung, Bonn, 15.04.2005
- /Mon06/ Montelius O (1906) Kulturgeschichte Schwedens. Verlag von E. A. Seemann, Leipzig
- /Müh00/ Mühlдорfer B, Zeitler JP (2000) Mykene Nürnberg Stonehenge. Naturhistorische Gesellschaft Nürnberg e.V., Band 43
- /Spu91/ Spur G (1991) Vom Wandel der industriellen Welt durch Werkzeugmaschinen. Carl Hanser Verlag, München Wien
- /Wed58/ v. Wedel E (1958) Die geschichtliche Entwicklung des Umformens in Gesenken. Dissertation, TH Hannover
- /Wit43/ Witter W (1943) Über den Stand der Metallforschung (Kupfer und Bronze) im Dienst der Vorgeschichtswissenschaft. Nova Acta Leopoldina, Band 12, Nummer 82, Halle (Saale)
- /Zip67/ Zippe FXM (1967) Geschichte der Metalle. Dr. Martin Sändig oHG, Wiesbaden

2 Grundlagen der Umformtechnik

2.1 Werkstoffverhalten

Zum Verständnis der Vorgänge und Effekte bei der Umformung metallischer Werkstoffe durch die unterschiedlichsten Verfahren ist die grundlegende Kenntnis des Werkstoffverhaltens unumgänglich.

Im folgenden Kapitel wird daher ein Überblick über die werkstoff- und metallkundlichen Phänomene bei der Umformung gegeben. Für eine detailliertere Beschreibung dieser Themen wird auf die entsprechende Fachliteratur verwiesen.

2.1.1 Werkstoffkundliche Aspekte

2.1.1.1 Elastizität – Plastizität

Grundsätzlich unterscheidet man zwei Arten der Verformung /Bar88/:

- reversible/elastische Verformung und
- irreversible/plastische Verformung.

Das Spannungs-Dehnungs-Diagramm (Abb. 2.1) stellt das mechanische Verhalten eines Werkstoffs unter homogenen einachsigen Zugspannungen dar.

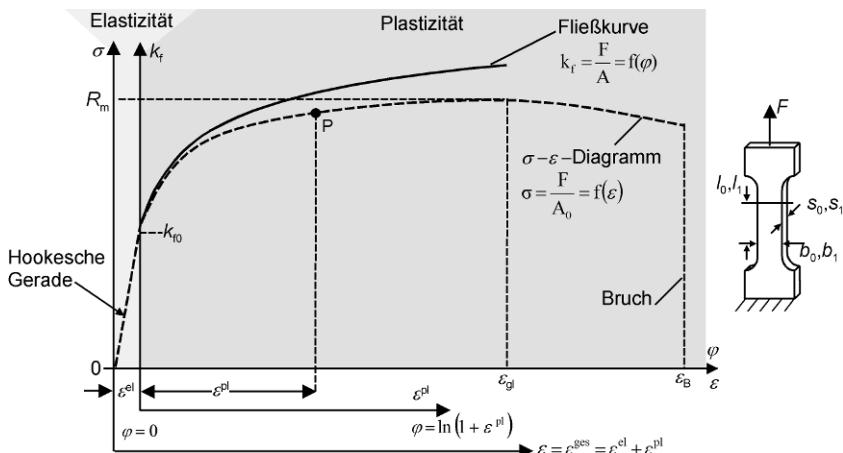


Abb. 2.1 Spannungs-Dehnungs-Diagramm sowie Fließkurve aus dem Flachzugversuch

Im Folgenden sind die charakteristischen Bereiche und Kennwerte des *Spannungs-Dehnungs-Diagramms* beschrieben.

- Die *Hooke'sche Gerade* (Abschnitt 0–1) gibt den Spannungsbereich an, den ein Werkstoff ertragen kann, ohne sich plastisch zu verformen. In diesem Bereich erfolgt lediglich eine elastische Dehnung des Werkstoffs.
- Das Ende der Hookeschen Geraden wird als *Streckgrenze* R_e bezeichnet.
- Die meisten reinen Metalle z.B. Al, Cu weisen jedoch keine ausgeprägte Streckgrenze auf, so dass hier die 0,2% plastische *Dehngrenze* $R_{p0,2}$ definiert wird (die elastische Dehnung $\Delta\varepsilon^{el}$ ergibt sich hierbei aus der Gesamtdehnung bei $R_{p0,2}$ abzüglich 0,2% plastischer Dehnung: $\Delta\varepsilon^{el} = \varepsilon_{R_{p0,2}} - 0,2\%$.).
- Die Beanspruchung der Bauteile darf im Bereich der Elastizitätsrechnung die Streck-/Dehngrenze (Punkt 1), um einen Sicherheitsfaktor reduziert, nicht überschreiten.
- Bis zum Erreichen der *Zugfestigkeit* R_m (Höchstwert der Prüfkraft, Abschnitt 1–2), wird die Probe über die gesamte Länge ohne Einschnürung zusätzlich plastisch verformt. Dieser Bereich erstreckt sich bis zur *Gleichmaßdehnung* ε_g .
- Danach beginnt die Probe, sich an einer Stelle einzuschnüren.
- Die weitere plastische Dehnung bis zum Bruch (Abschnitt 2–3) vollzieht sich dann nur noch im Bereich der Einschnürstelle. Hier wird von der *Bruchdehnung A* (Abschnitt 1–3) gesprochen.

Kennwerte für DC04:

$$\begin{array}{llll} R_{p0,2} & = 210 \text{ N/mm}^2 \text{ (Dehngrenze)} & \varepsilon_g & = A_g = 24,7\% = 0,247 \text{ (Gleichmaßdehnung)} \\ R_m & = 320 \text{ N/mm}^2 \text{ (Zugfestigkeit)} & r & = 1,5303 \text{ (senkr. Anisotropie, Kap. 3.4)} \\ A & = 43,5\% \text{ (Bruchdehnung)} & \Delta r & = 0,8705 \text{ (ebene Anisotropie, Kap. 3.4)} \\ Z & = 64,3\% \text{ (Brucheinschnürung)} & n & = 0,2242 \text{ (Verfestigungsexponent, Kap. 3.4)} \\ \varepsilon^{el} & = 0,001 \text{ (elastische Dehnung)} & R_{p0,2}/R_m & = 0,56 \text{ (Streckgrenzenverhältnis)} \end{array}$$

Tabelle 2.1 Elastische und plastische Kennwerte unterschiedlicher Werkstoffe

Werkstoff	E-Modul [N/mm ²]	$R_{p0,2}$ [N/mm ²]	$\varepsilon_g = A_g$
Magnesium (AZ31)	45000	180	0,085
X4CrNi18-10 (V2A)	200000	500	0,45
Nickel (Inconel 718)	212800	530	0,43
Aluminium (AA6016)	70000	110	0,22
Stahl H300X (DP500)	210000	300	0,16

Spannungs-Dehnungs-Diagramm

$$\sigma = \frac{F}{A_0} \quad (2.1)$$

$$A_0 = b_0 \cdot s_0 \quad (2.2)$$

$$\varepsilon_l = \int_{l_0}^l \left(\frac{1}{l_0} \right) dl = \frac{l - l_0}{l_0} \quad (2.3)$$

$$\Rightarrow \boxed{\varepsilon_l = \frac{\Delta l}{l_0}} \quad (2.4)$$

σ = Spannung [N/mm²]

F = Kraft [N]

A_0 = Ausgangsquerschnitt [mm²]

ε = Dehnung

Fließkurve

$$k_f = \frac{F}{A} \quad (2.5)$$

$$A = b \cdot s \quad (2.6)$$

$$\varphi_l = \int_{l_0}^l \left(\frac{1}{l} \right) dl = \ln l - \ln l_0 \quad (2.7)$$

$$\Rightarrow \boxed{\varphi_l = \ln \frac{l}{l_0}} \quad (2.8)$$

k_f = Formänderungsfestigkeit [N/mm²]

F = Kraft [N]

A = jeweiliger Querschnitt [mm²]

φ = logarithmische Formänderung

Die *elastische Dehnung* von z.B. DC04 beträgt ca. 0,1% (Abb. 2.2), $\varepsilon^{el} = 0,001$. Nach der Entlastung im elastischen Bereich nimmt die Probe wieder ihre ursprüngliche Form an.

Der *plastische Bereich* für den Werkstoff DC04 (St 1403) ist bis zur Gleichmaßdehnung ε_{gl} nahezu 2500-mal größer als die elastische Dehnung. Die eingebrachte Formänderung ist hier bleibend, d.h., nach der Entlastung nimmt die Probe nicht wieder ihre ursprüngliche Form an.

Die *Fließkurve* (Abb. 2.3) beginnt am Ende der Hookeschen Geraden (mit Einsetzen des plastischen Fließens).

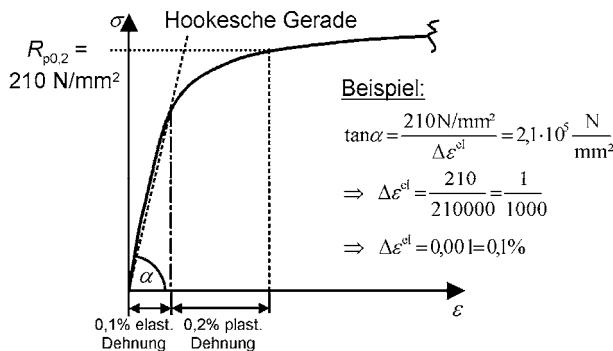


Abb. 2.2 Elastische Dehnung von DC04

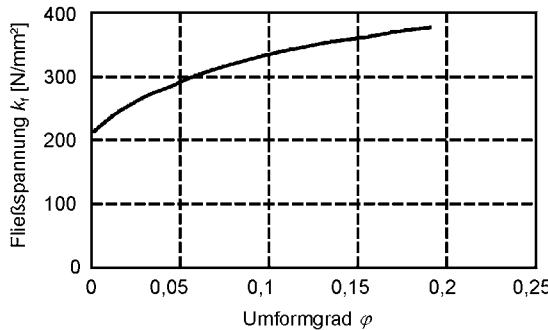


Abb. 2.3 Fließkurve für DC04 (St 1403) bei Raumtemperatur

2.1.1.2 Festigkeit – Duktilität

Ein aus umformtechnischer Sicht idealer Werkstoff sollte sich bis zu möglichst großen Formänderungen (*Duktilität*) mit geringen Kräften umformen lassen, ohne zu reißen, und dabei bestmögliche mechanische Eigenschaften besitzen (*Festigkeit*). Eine Steigerung der Festigkeit bedingt immer eine Reduktion der Duktilität (Gleichmaßdehnung $\varepsilon_{gl} = A_g$, Brucheinschnürung Z , Bruchdehnung A , Formänderungsvermögen φ_{max}) (Abb. 2.4).

Eine hohe Festigkeit bei gleichzeitig hoher Duktilität ist daher nur schwer einstellbar. Ein Werkstoff mit geringer Duktilität lässt sich umformtechnisch schwer verarbeiten.

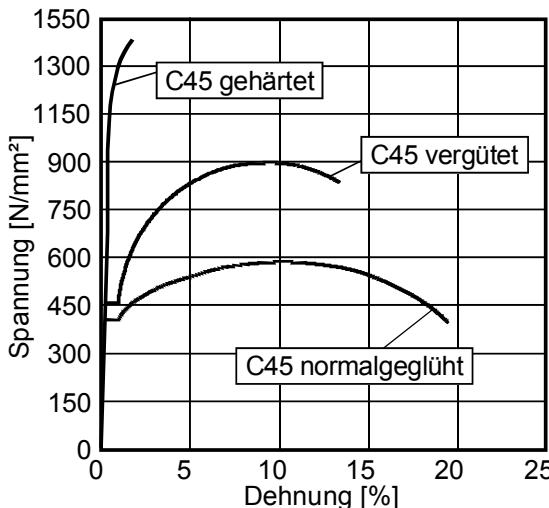


Abb. 2.4 σ-ε-Kurven für den Stahl C45 bei drei Behandlungszuständen (nach /Bar88/)

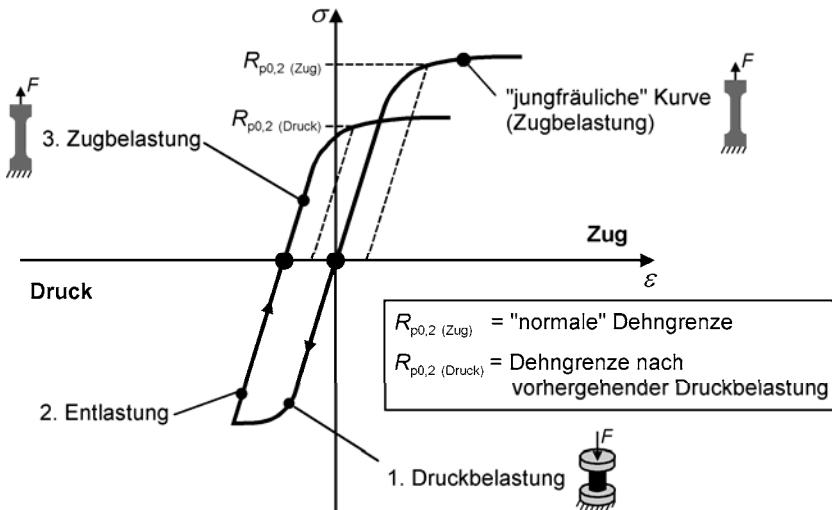


Abb. 2.5 Bauschinger-Effekt (nach /Bar88/)

Definition Bauschinger-Effekt

Eine vorangegangene Druckverformung führt bei anschließender Zugbeanspruchung zu einem früheren Beginn der plastischen Verformung einer Zugprobe (Abb. 2.5).

Ursache sind Eigenspannungen, die

- nach der Entlastung aufgrund ungleichmäßiger Verteilung der Werkstoffverformungen zurückbleiben und
- bei Umkehrung der Belastungsrichtung eine frühere Aktivierung von Versetzungsbewegungen bewirken.

Bei Zugbelastung einer zuvor druckbelasteten Probe ergibt sich eine Hysterese, die durch früheres Einsetzen der Krümmung der Spannungs-Dehnungs-Kurve abgebildet wird /Jän85/.

Definition Festigkeit

Festigkeit ist der Widerstand eines Körpers gegen Verformung und Bruch.

Bezogen auf die atomaren Bindungskräfte werden zwei theoretische Betrachtungen der Reaktion auf eine über die Elastizitätsgrenze hinaus gehende Belastung unterschieden (Abb. 2.6). Trennung ist das Reißen von überdehnten Bindungen zwischen Atomen des Gitters längs einer ganzen Gitterebene (*theoretische Zugfestigkeit* σ_{th}). Starres Abgleiten ist das Verschieben von Atomebenen gegeneinander (*theoretische Scherfestigkeit* τ_{th}). Im Folgenden werden die mathematischen Hintergründe der theoretischen Zug- und Scherfestigkeit erläutert.

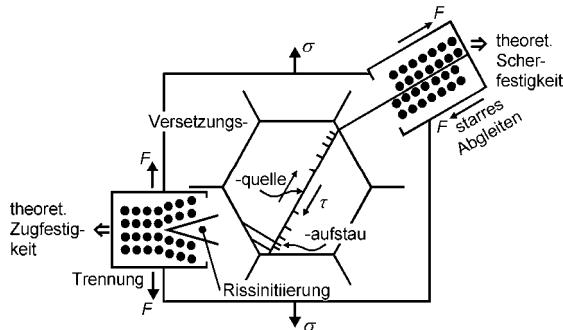


Abb. 2.6 Trennung und starres Abgleiten von Atomen

Theoretische Zugfestigkeit σ_{th} :

Die theoretische Zugfestigkeit σ_{th} ist die notwendige Spannung zur Trennung zweier Atomebenen entgegen ihrer Bindungskräfte, wobei alle Atome gleichzeitig senkrecht zur anliegenden Kraft F bzw. Spannung σ getrennt werden. Die Größe von σ_{th} folgt aus den Bindungsenergien im Kristallgitter. Der theoretische Wert liegt weit oberhalb des real auftretenden.

Die Spannungs-Abstandsbeziehung kann für kleine Auslenkungen durch eine lineare Funktion angenähert werden /Mül01/:

$$\sigma(x) = \sigma_{th} \cdot \sin\left(\frac{2\pi x}{\lambda}\right) \approx \sigma_{th} \frac{2\pi x}{\lambda}. \quad (2.9)$$

Im linearen Bereich gilt aber auch das folgende Hookesche Gesetz:

$$\sigma(x) = E \cdot \varepsilon = E \frac{x}{d}. \quad (2.10)$$

d :	Gitterabstand	E :	Elastizitätsmodul
ε :	Dehnung	λ :	Wellenlänge
x :	Auslenkung		

Hieraus folgt:

$$\sigma_{th} = \frac{E\lambda}{2\pi d}. \quad (2.11)$$

Es wird definiert, dass die zur Trennung der Atome notwendige Arbeit vollständig in Oberflächenenergie konvertiert wird. Also entspricht sie der spezifischen Oberflächenenergie γ_0 [J/m^2] der beiden entstehenden Oberflächen.

Daraus ergibt sich:

$$2\gamma_0 \stackrel{!}{=} \sigma_{\text{th}} \frac{\lambda}{\pi}. \quad (2.12)$$

Hieraus folgt:

$$\sigma_{\text{th}} = \frac{E}{2\pi d} \frac{2\gamma_0 \pi}{\sigma_{\text{th}}} \Rightarrow \sigma_{\text{th}} = \sqrt{\frac{\gamma_0 \cdot E}{d}}. \quad (2.13)$$

Die Berechnung von σ_{th} gestaltet sich schwierig, da das Messen der Oberflächenenergie $2\gamma_0$ Probleme bereitet. Daher erfolgt meist eine Abschätzung von σ_{th} mit Hilfe des E-Moduls.

Faustformel:

$$\frac{E}{5} > \sigma_{\text{th}} > \frac{E}{10} \quad (2.14)$$

Theoretische Scherfestigkeit/Schubspannung τ_{th} :

τ_{th} folgt aus der Verschiebung zweier benachbarter Gitterebenen (durch die aufgebrachte Schubspannung τ) um den Weg x (Abb. 2.7). Infolge der Periodizität des Gitters ergibt sich in erster Näherung eine Sinusfunktion, d.h. die Schubspannung τ ändert sich sinusförmig.

$$\tau = \tau_{\text{th}} \cdot \sin\left(2\pi \cdot \frac{x}{a}\right) \quad (2.15)$$

τ : Schubspannung
 a : Atomabstand

x : Weg der Abgleitung/Verschiebung

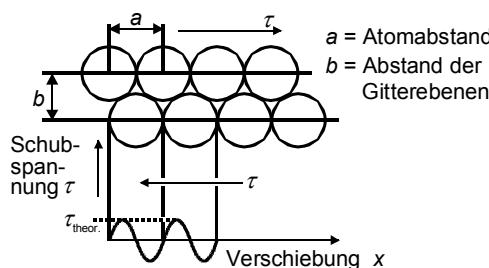


Abb. 2.7 Abgleiten von Atomschichten (idealer Kristall)

Für kleine Werte von x gilt

$$\tau \approx \tau_{\text{th}} \cdot \left(2\pi \cdot \frac{x}{a} \right). \quad (2.16)$$

τ : Schubspannung
 a : Atomabstand

x : Weg der Abgleitung/Verschiebung

Aus dem Hookeschen Gesetz folgt für τ .

$$\tau = \gamma \cdot G = \frac{x}{b} \cdot G \quad (2.17)$$

$$\Rightarrow \tau_{\text{th}} = \frac{G \cdot a}{2\pi \cdot b}. \quad (2.18)$$

γ : Scherwinkel
 b : Gitterabstand

G : Schubmodul

Für Metalle gilt $\frac{a}{b} = 1$.

$$\Rightarrow \tau_{\text{th}} = \frac{G}{2\pi} \approx \frac{G}{6} \quad (2.19)$$

Da $\tau_{\text{th}} \neq \tau_{\text{experimentell}}$ müssen neben dem starren Abgleiten noch andere Mechanismen wirken, z.B. das Wandern von Versetzungen (siehe Kap. 2.1.2.1).

Arten der Festigkeit

Man kann verschiedene Arten der Festigkeit (Kennwerte unterschiedlicher Prüfverfahren) unterscheiden. Es wird unterschieden in:

Standfestigkeit (statisch)

- Es liegt eine rein statische Beanspruchung vor:
Die Standfestigkeit eines Werkstoffes wird im Zugversuch ermittelt.
- Zeit- und temperaturabhängiges statisches Verformungsverhalten:
Die Zeitstandfestigkeit wird im Zeitstandversuch (Kriechkurve) ermittelt.

Schwingfestigkeit (dynamisch)

- Dauerfestigkeit eines Werkstoffes bei Anliegen einer sich zeitlich ändernden Beanspruchung:
Die Schwingfestigkeit wird im Dauerschwingversuch ermittelt.

a) Zugversuch

$(F \neq \text{konst.}; v = \text{konst.})$

Die Probe wird mit konstanter Geschwindigkeit $v_{\text{Belastung}}$ bis zum Bruch gedehnt (Abb. 2.8). Kennwerte zur Beschreibung der Festigkeit sind:

- Zugfestigkeit (R_m) und
- Dehn-/Streckgrenze ($R_{p0,2}/R_e$).

Einflussgrößen auf die Festigkeitswerte sind Temperatur und Prüfgeschwindigkeit:

• Temperatur:

Mit steigender Temperatur fallen die Festigkeitswerte ab (Abb. 2.9). Es kommt zur Unterdrückung einer eventuell vorhandenen ausgeprägten Streckgrenze.

Ausnahme Blausprödigkeit

Ist im Stahl ausreichend gelöster Stickstoff vorhanden, diffundiert dieser in die Versetzungsbereiche und blockiert die Versetzungen (*Alterung*). Der Stahl versprödet. Zwischen 200–300°C ist die Diffusionsgeschwindigkeit der N-Atome so hoch, dass es bei solchen Stählen während der Verformung zur Versprödung kommt. Dies führt zu einem Anstieg der Zugfestigkeit und Härte bei gleichzeitiger Abnahme der Dehnfähigkeit /Bar88, Dom86/. Eine weitere Erhöhung der Temperatur bewirkt auch hier eine zunehmende Entfestigung.

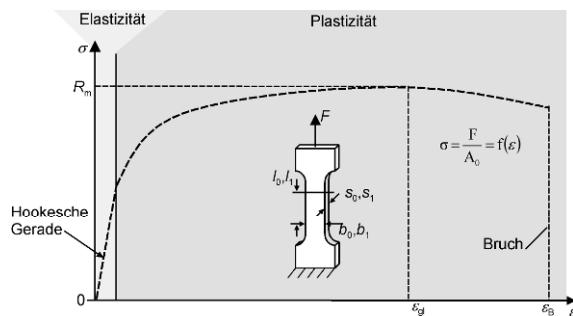


Abb. 2.8 Spannungs-Dehnungs-Diagramm

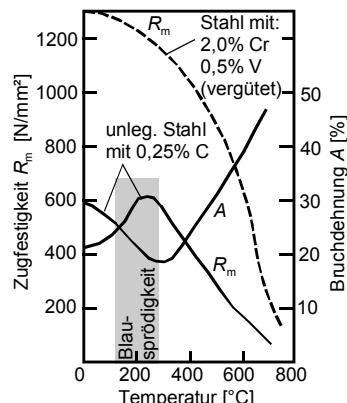


Abb. 2.9 Blausprödigkeit (nach /Dom86/)

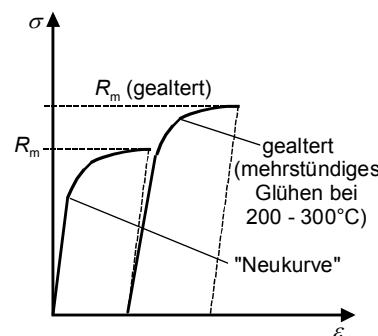


Abb. 2.10 Künstliche Alterung

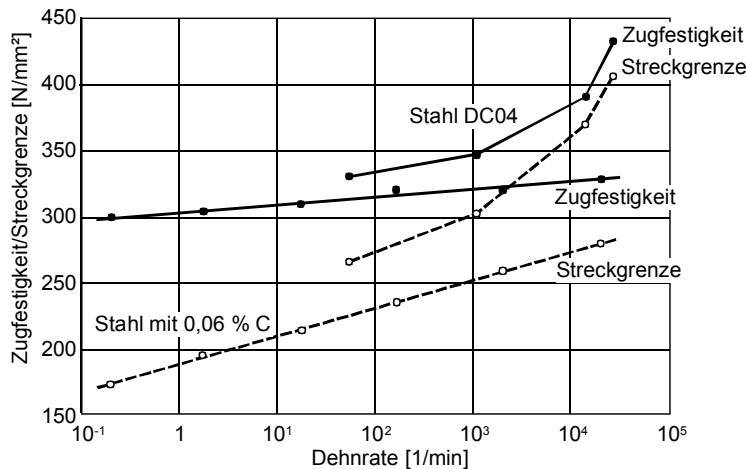


Abb. 2.11 Erhöhung von Streckgrenze und Zugfestigkeit mit zunehmender Dehnrate (0,06% C nach /Wit61/, DC04 nach /Ble03/)

Prüfung der Alterungsanfälligkeit eines Stahls

Künstliche Alterung (Abb. 2.10) erfolgt durch mehrstündiges Glühen bei 200–300°C und kann durch mechanische Beanspruchung festgestellt werden.

- Prüfgeschwindigkeit $v_{\text{Belastung}}/\text{Dehnrate } \dot{\varepsilon}$:
Mit steigendem $\dot{\varepsilon}$ nehmen Streckgrenze und Zugfestigkeit zu (Abb. 2.11). Daher wird der Zugversuch quasistatisch durchgeführt.
Nach DIN EN 10002: Spannungszunahmegeschwindigkeit v_{SZ}
E-Modul < 150000 MPa: $v_{\text{SZ}} = 2\text{--}10 \text{ N}/(\text{mm}^2 \cdot \text{s})$
E-Modul > 150000 MPa: $v_{\text{SZ}} = 6\text{--}30 \text{ N}/(\text{mm}^2 \cdot \text{s})$

b) Zeitstandversuch ($F = \text{konst.}$)

Bei Belastungen im Temperaturbereich $T \geq 0,4 T_S$ (T_S = Schmelztemperatur) werden die auftretenden Dehnungen stark zeitabhängig. Das Zeitstandverhalten ist ein wichtiges Kriterium für die Auswahl und Verwendung der Werkstoffe. Beim Zeitstandversuch erfolgt langzeitiges Kriechen unter konstanter Belastung, vgl. Kriechkurve (S. 46, Abb. 2.40).

Dauerstandfestigkeit:

Größte ruhende Nennspannung, die eine Probe „unendlich“ lange bei konstanter Last ohne Bruch ertragen kann.

Zeitstandfestigkeit:

Nennspannung, die nach Ablauf einer bestimmten Zeit den Bruch hervorruft.

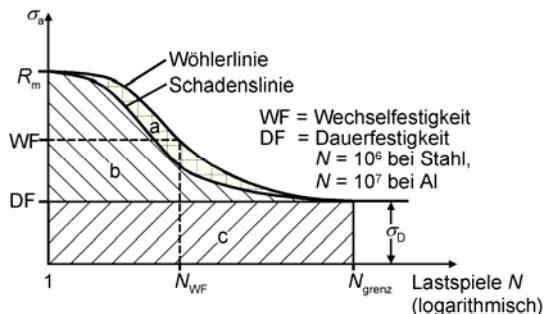


Abb. 2.12 Beanspruchungsbereiche im Wöhler-Diagramm (Lastspielzahl N logarithmisch aufgetragen, Spannungssamplitude linear) (nach /Dom86/)

c) Dauerschwingversuch

Die Prüfung erfolgt durch eine zeitlich ändernde/schwingende Beanspruchung bei:

- konstanter Spannungssamplitude oder
- zeitlich veränderlicher Belastung (Lastkollektive).

Zur Beurteilung der Dauerfestigkeit werden z.B. *Wöhler-Kurven* herangezogen. Es werden drei Beanspruchungsbereiche unterschieden (Abb. 2.12):

Bereich a: Überbeanspruchung mit Schädigung des Werkstoffs,

Bereich b: Beanspruchung oberhalb der Dauerschwingfestigkeit ohne Werkstoffschädigung,

Bereich c: Beanspruchung unterhalb der Dauerschwingfestigkeit.

Wechsel-/Zeitfestigkeit:

Spannung, bei der ein Werkstück nach einer großen Zahl von Be- und Entlastungen bricht.

Dauerfestigkeit:

Spannung, unterhalb der ein Werkstoff eine unendliche Zahl von Lastspielen aufnehmen kann, ohne zu brechen (bei Stahl wird bis 10^6 Lastspiele geprüft).

Da eine ausreichend große Anzahl von Dauerschwingversuchen bei verschiedenen Spannungssampliduen und konstanter Mittelspannung bis zum Probenversagen durchgeführt werden muss, ist eine experimentelle Bestimmung der Schwingfestigkeit/Wöhlerkurve sehr aufwändig.

Aus einfach zu ermittelnden Werkstoffkenngrößen lässt sich auf die Dauerfestigkeit schließen. Die Schwingfestigkeit eines Stahls kann dementsprechend aus seiner Zugfestigkeit und Brucheinschnürung abgeschätzt werden /Jus81/.

$$\sigma_{DF} = \frac{(0,7 + \sqrt[4]{Z}) \cdot R_m}{(10^6)^b} \quad (2.20)$$

Z: Brucheinschnürung

b: Lastspielenponent

 R_m : Zugfestigkeit [MPa]

Mit $b = 0,08$ und $Z = 0,6$ ergibt sich näherungsweise für die Dauerfestigkeit

$$\sigma_{DF} \approx 0,5 \cdot R_m. \quad (2.21)$$

Im Allgemeinen gilt:

Bei gleicher Zugfestigkeit aber einer höheren Brucheinschnürung besitzt ein Werkstoff eine bessere Schwingfestigkeit.

2.1.1.3 Eisen-Kohlenstoff-Diagramm

Kohlenstoff ist das wichtigste Legierungselement des Eisens. Die Werkstoffeigenschaften werden bereits durch kleine Unterschiede im Kohlenstoffgehalt entscheidend beeinflusst.

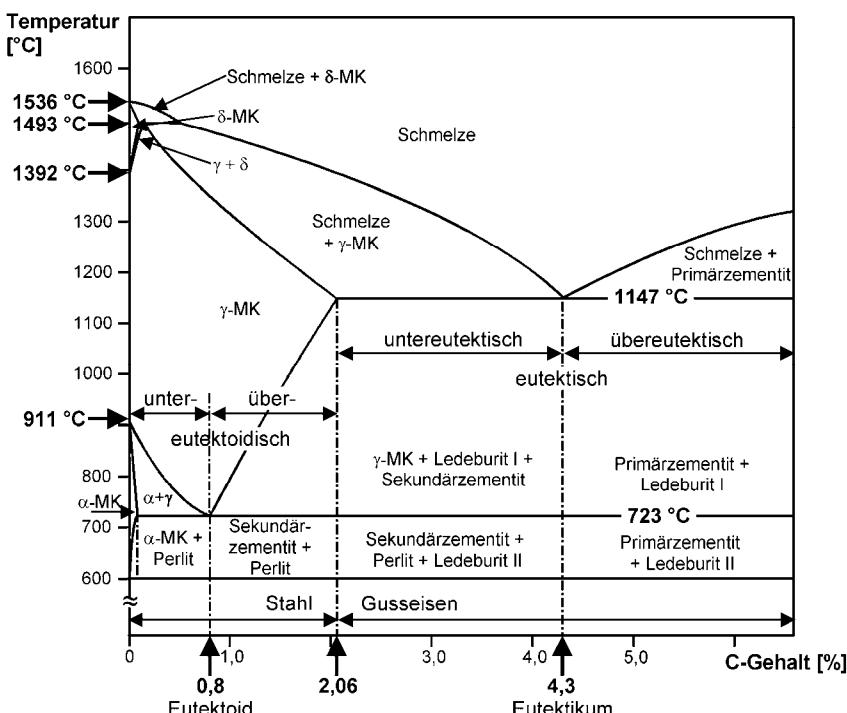


Abb. 2.13 Eisen-Kohlenstoff-Diagramm

Begriffe und Erklärungen zum Eisen-Kohlenstoff-Diagramm

Das *Eisen-Kohlenstoff-Diagramm* (Abb. 2.13) ist der technisch relevante Ausschnitt aus dem Zweistoffsysteem Fe-C (0–100% Kohlenstoff):

- Es umfasst einen Kohlenstoffgehalt von 0% C bis 6,67% C (entspricht 100% Fe_3C , Zementit).
- Temperaturbereiche kleiner 600°C werden nicht dargestellt, da unterhalb von 723°C keine Gefügeumwandlungen mehr stattfinden.
- Einflüsse anderer Legierungselemente sind nicht berücksichtigt.

Eisen ist *allotrop*, d.h., es nimmt temperaturabhängig verschiedene Gitterstrukturen ein:

- bis 911°C α -Eisen (Ferrit), kubisch raumzentriert (krz),
- bis 769°C ferromagnetisch (Curie-Temperatur), bei höheren Temperaturen nicht magnetisch (paramagnetisch),
- 911–1392°C γ -Eisen (Austenit),
kubisch flächenzentriert (kfz), nicht magnetisch,
dichter gepackt, Volumenschwund beim Übergang α - zu γ -Eisen,
- 1392–1536°C δ -Eisen,
kubisch raumzentriert, wie α -Eisen oberhalb Curie-Temperatur,
- ab 1536°C flüssig (Reineisen).

Definitionen /Hor85/

Stahl: jede Fe-Legierung, die ohne Nachbehandlung schmiedbar ist ($C < 2\%$); C gebunden in Fe_3C .

Gusseisen: sehr begrenzt umformbar ($C > 2\%$); C größtenteils ungebunden als Graphit oder gebunden in Fe_3C .

Zementit: Eisenkarbid (Fe_3C); kristallisiert in rhomboedrischem Gitter, hart ($\text{HV} 1100$).

Primärzementit: aus der Schmelze ausgeschieden.

Sekundärzementit: aus dem Austenit ausgeschieden.

Tertiärzementit: aus dem Ferrit ausgeschieden.

Perlit: entsteht beim Abkühlen bei 723°C aus γ -MK mit 0,8% C (eutektoider Zerfall); lamellares Gefüge aus α -MK und Fe_3C .

Ledeburit: bei 4,3% C erstarrt die Schmelze zu einem Eutektikum (feines Mischkristallgefüge) aus γ -MK und Fe_3C (Zementit).

Ledeburit I: eutektisch aus der Schmelze zusammen mit Austenit ausgeschieden.

Ledeburit II: wie Ledeburit I, jedoch statt Austenit Perlit.

Neben Kohlenstoff enthalten in der Technik verwendete Eisenlegierungen zumeist weitere Legierungselemente. Diese beeinflussen die Werkstoffeigenschaften sowie die temperaturabhängigen Gefügeänderungen zum Teil erheblich. Mit steigendem Gehalt an solchen Legierungselementen sinkt somit die Aussagefähigkeit des *Eisen-Kohlenstoff-Diagramms*.

2.1.1.4 Wärmebehandlung

Die Wärmebehandlung ist ein Verfahren, mit dem bestimmte Werkstoffeigenschaften gezielt eingestellt werden können, indem der Werkstoff im festen Zustand definierten Temperaturänderungen unterworfen wird. Ein beschleunigtes Abkühlen führt zur Verlagerung der Umwandlung des Austenits zu niedrigeren Temperaturen und somit zu veränderten Diffusionsbedingungen für den Kohlenstoff. Diese sogenannte Unterkühlbarkeit sowie die allotropen Stoffeigenschaften des Eisens ermöglichen dabei tiefgreifende und vielfältige Eigenschaftsanpassungen /Bar88/.

Die Verfahren der Wärmebehandlung werden in zwei Hauptgruppen eingeteilt:
Glühen: Durch langsame Abkühlung und Haltezeiten können/sollen thermodynamische Ausgleichsvorgänge ablaufen (Abb. 2.14).

Härten: Durch schnelle Abkühlung (Abschreckung) werden thermodynamische Ausgleichsvorgänge gezielt unterbunden.

Temperaturbereiche für Glühbehandlungen von Stahl:

Spannungsarmglühen	400–600°C	- Entfernen von Eigenspannungen ohne wesentliche Gefügeänderung
Rekristallisationsglühen	500–700°C	- Neubildung von Körnern, Kaltverfestigung aufheben
Weichglühen	620–840°C	- Verbessern der Bearbeitbarkeit, Verringern der Festigkeit
Normalglühen	800–920°C	- Ändern der Festigkeit + Korngröße, Gefüge einstellen
Grobkornglühen	900–1000°C	- Verbessern der spanenden Bearbeitbarkeit, Korngröße
Diffusionsglühen	1150–1250°C	- Beseitigen/Verringern von Seigerungen

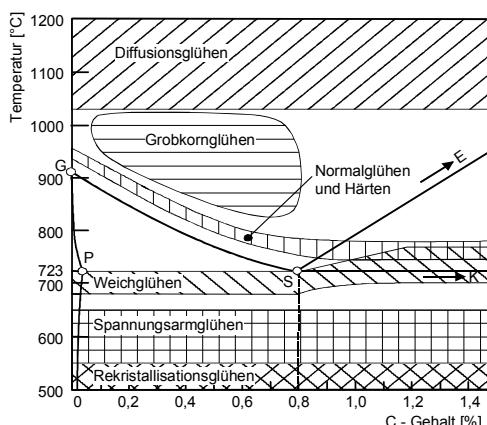


Abb. 2.14 Temperaturbereiche der Glühbehandlungen von Stahl (nach /Fis99/)

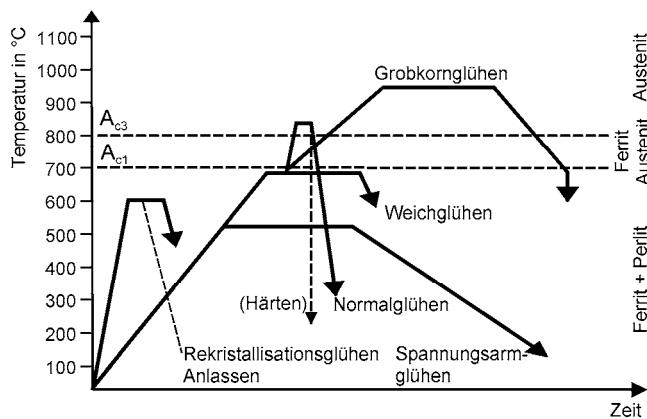


Abb. 2.15 Zeit-Temperatur-Folge der verschiedenen Glühbehandlungen (nach /Rei00/)

Härtemechanismen:

Vergüten = Härteln + Anlassen

Härteln: Durch eine schnelle Abkühlung verbleibt der Kohlenstoff zwangs-gelöst im Gitter; es bildet sich tetragonal verzerrter Martensit. Der Werkstoff bekommt eine hohe Härte, wird aber spröde.

Anlassen: Bei ca. 400–600°C erfolgt ein Glühen des Werkstoffs. Der tetragonal verzerrte Martensit wird zu kubischem Martensit umgewandelt (Diffusion von C-Atomen). Über die Glühtemperaturen und -zeiten werden die gewünschten Festigkeiten und Zähigkeiten eingestellt.

Das Umwandlungsverhalten des Gefüges hängt von der Legierungszusammensetzung und der Abkühlgeschwindigkeit ab. *Zeit-Temperatur-Umwandlungsschaubilder (ZTU)* zeigen die Zeitabhängigkeit der Umwandlungsvorgänge bei Abkühlung aus dem Austenitgebiet.

Kontinuierliche ZTU-Schaubilder (Abb. 2.16):

- Sie zeigen die Phasenumwandlungen und die daraus resultierenden Gefügehärten für unterschiedliche Abkühlgeschwindigkeiten und lassen erkennen, welches Gefüge bei welcher Abkühlgeschwindigkeit entsteht.

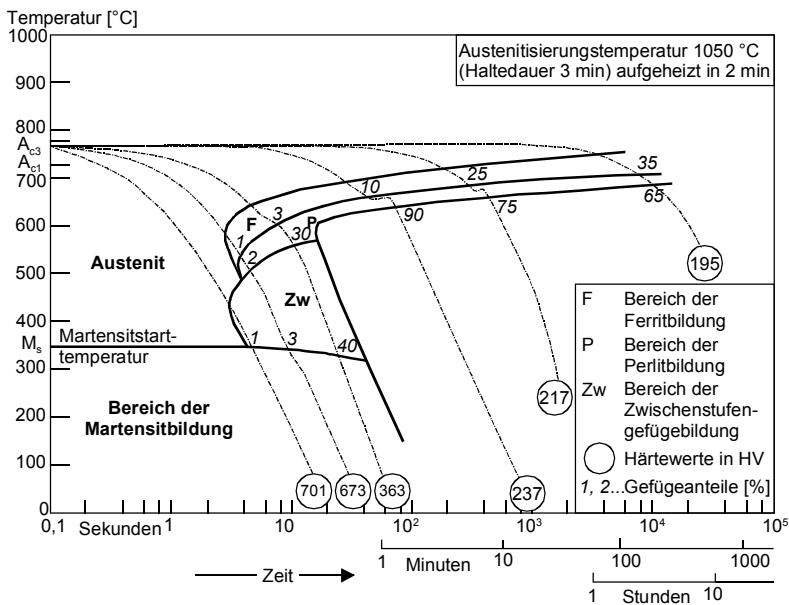


Abb. 2.16 Kontinuierliches ZTU-Schaubild des Stahls C45E (Ck 45) (nach /Rei00/)

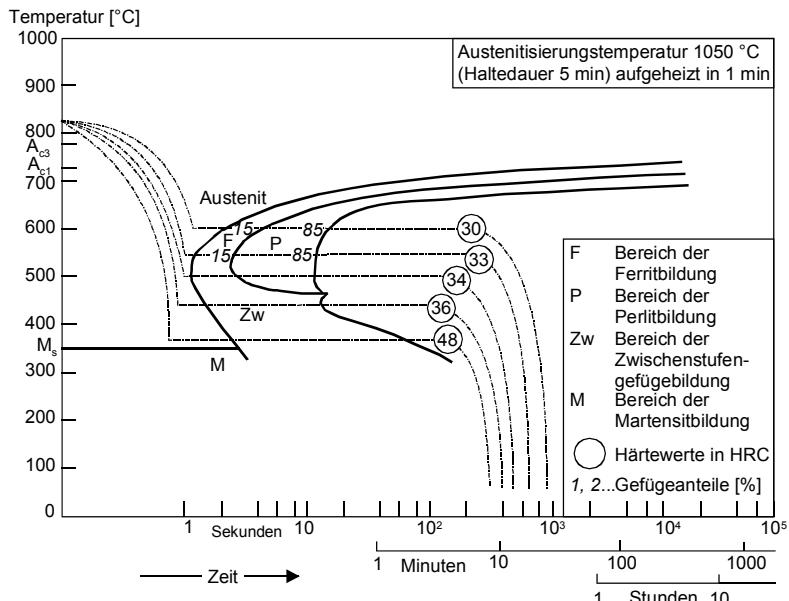


Abb. 2.17 Isothermes ZTU-Schaubild des Stahls C45E (Ck 45) (nach /Rei00/)

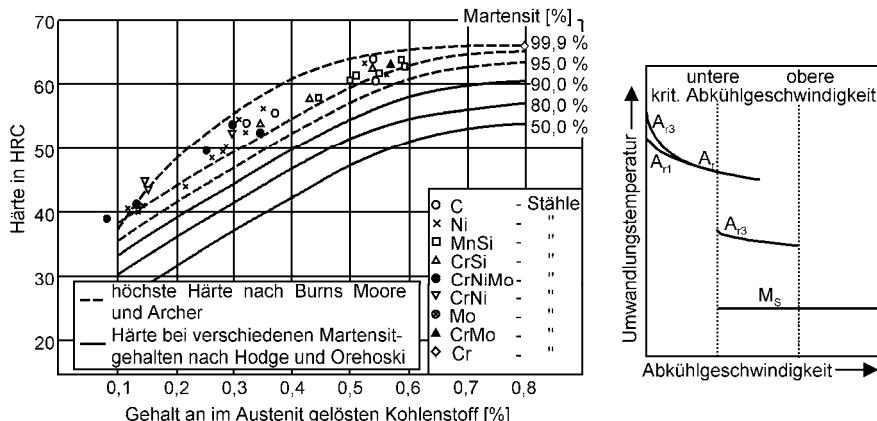


Abb. 2.18 Abhängigkeit der Härte vom Gehalt des im Austenit gelösten Kohlenstoffs für Stähle mit unterschiedlichem Martensitgehalt (links, nach /Dae65/) Kritische Abkühlgeschwindigkeit (rechts, nach /Hor85/)

Isotherme ZTU-Schaubilder (Abb. 2.17):

- Sie beschreiben Umwandlungsvorgänge, die ablaufen, wenn der Stahl schnell auf eine bestimmte Temperatur abgekühlt und bei dieser gehalten wird.
- Die Umwandlung des Austenits findet abhängig von Zeit und Temperatur statt.
- Die Aufnahme isothermer ZTU-Schaubilder erfolgt durch:
Austenitisieren (Abschrecken auf Umwandlungstemperatur und Halten), anschließend Abschrecken auf RT zur Beurteilung des Umwandlungsgefüges.
- Die Temperatur, bei der die Martensitbildung beginnt, hängt vom C-Gehalt und der Abkühlgeschwindigkeit ab.
- Haupteinflussgröße auf die erreichbaren Härten ist der Gehalt des im Austenit gelösten Kohlenstoffs und nicht die Legierungselemente (Abb. 2.18, links).
- Die untere kritische Abkühlgeschwindigkeit (Abb. 2.18, rechts) bezeichnet die Abkühlgeschwindigkeit, bei der zum ersten Mal Martensit im Gefüge auftritt.
- Die obere kritische Abkühlgeschwindigkeit bezeichnet die Abkühlgeschwindigkeit, bei der nur noch Martensit auftritt.

Definition Härte

Die Härte ist der Widerstand eines Körpers gegen das Eindringen eines härteren Prüfkörpers. Die Härte eines Werkstoffes erlaubt somit in bestimmten Grenzen Aussagen über die Festigkeit.

Härteprüfung

Da das Eindringvermögen der verwendeten Prüfkörper sowohl von deren Gestalt und Eigenhärte als auch von der Art und Größe der Belastung abhängig ist, sind zahlenmäßige Härtewerte nur unter Angabe des verwendeten Härteprüfverfahrens aussagefähig (Tabelle 2.2).

Tabelle 2.2 Vergleich der verschiedenen statischen Härteprüfverfahren

	Brinell (HB)	Vickers (HV)	Rockwell (HRC/HRB)
Prüfkörper	Stahl bzw. Hartmetallkugel $\varnothing 1/2,5/5/10$ mm	Vierseitige Diamantpyramide Spitzenwinkel 136°	Diamantkegel (HRC) (Kegelwinkel 120°) Stahlkugel (HRB) $\varnothing = 1/16$ inch
Prüfkraft	je nach Belastungsgrad bis zu 29420 N	Normallastbereich: $F = 49\text{--}980$ N Kleinlastbereich: $F = 1,96\text{--}29,4$ N Mikrobereich: $F = 0,03\text{--}1$ N	Prüfvorkraft $F_0 = 98$ N Prüfkraft $F_1 = 1373$ N
Messwert	Eindruckdurchmesser	Diagonale des Pyramideneindrucks einzelne Gefüge- bestandteile und Beschichtungen	Eindrucktiefe
Vor-/ Nachteile	Genaue reproduzier- bare Werte; relativ große Härteein- drücke; Erfassung vieler Körner		Härtewert sofort ablesbar
Anwendung	grobkörnige bzw. stark heterogene Werkstoffe (weiche Werkstoffe)	besonders für dünne oder kleine Proben; mittelharte bis harte Werkstoffe	gehärtete Stähle, WC- Hartmetalle, Messing, Bronze
Umrech- nung	$R_m = 3,5$ HB	$R_m = 3,38$ HV	$HRC \approx HB / 10$

Statische Prüfverfahren (z.B. Brinell, Vickers, Rockwell):

Die Prüfkraft wird stoßfrei aufgebracht. Nach dem Entlasten wird der bleibende Eindruck gemessen (Tabelle 2.2).

Dynamische Prüfverfahren:

Der Prüfkörper wird in die Werkstückoberfläche eingeschlagen (Poldi-Hammer) oder die Prüfung erfolgt durch die Bestimmung der Rücksprunghöhe einer auf das Werkstück aufprallenden Kugel (Shore-Härte).

2.1.1.5 Eigenspannungen

Eigenspannungen sind Spannungen in einem sich im Temperaturgleichgewicht befindenden Bauteil, auf das keine mechanischen Beanspruchungen wirken /Tie82/. Die mit den Eigenspannungen verbundenen Beanspruchungen stehen im mechanischen Gleichgewicht zueinander.

Bei eigenspannungsbehafteten Bauteilen kann schneller Versagen eintreten, da sich die tatsächlich wirkende Spannung aus Eigenspannungen und Spannungen infolge der äußeren Belastungen zusammensetzt.

Weiterhin führen die Eigenspannungen zu einem erhöhten Verzugspotenzial, weil durch Störung des Gleichgewichtszustandes unerwünschte plastische Formänderungen hervorgerufen werden können.

Entstehende Druckeigenspannungen in der Bauteilrandzone sind im Allgemeinen von Vorteil. Sie wirken einer Rissbildung und Rissausbreitung entgegen, da zunächst die Druckeigenspannungen kompensiert werden müssen, bevor es zu kritischen Zugspannungswerten kommt, die zur Rissbildung führen.

Bezogen auf die Wirkung im Bauteilvolumen können die Eigenspannungen in die folgenden drei Gruppen unterteilt werden:

- I. Art: Makroskopische Eigenspannungen, die sich homogen über mehrere Kristallite erstrecken und bei Störung des Gleichgewichts zu makroskopischen Formänderungen führen.
- II. Art: Eigenspannungen, die in kleinen Bereichen homogen sind und bei Störungen des Gleichgewichts zu makroskopischen Formänderungen führen können.
- III. Art: Mikroskopische Eigenspannungen, die durch inhomogene Versetzungsreihen hervorgerufen werden und schon über wenige Atombereiche variieren. Diese Art der Eigenspannungen ziehen keine makroskopischen Formänderungen nach sich.

Eigenspannungen entstehen durch inhomogene Deformationen im Bauteil. Die Entstehungsursache dieser Deformationen stellt somit ein weiteres Einteilungskriterium für die Eigenspannungen dar.

Mögliche Entstehungsursachen sind:

- *Thermische Eigenspannungen* entstehen bei Abkühlung des Bauteils. Infolge von Temperaturunterschieden im Querschnitt treten aufgrund der Abkühlung unterschiedliche Schrumpfungen des Werkstoffs über den Querschnitt auf (Abb. 2.19). (I. Art)
- *Verformungseigenspannungen* entstehen durch inhomogene Verformung aufgrund äußerer Beanspruchungen (Abb. 2.20, Abb. 2.21 und Abb. 2.22). (I., II. oder III. Art)
- *Umwandlungseigenspannungen* werden durch inhomogene Gefügeumwandlungen, die mit einer Längen- bzw. Volumenänderung verbunden sind, hervorgerufen (Abb. 2.23).

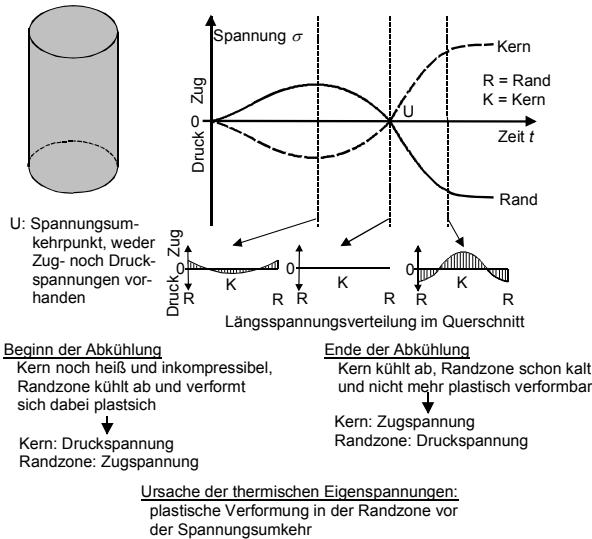


Abb. 2.19 Zeitliche Änderung der Längsspannungsverteilung im Querschnitt eines Zylinders bei schneller Abkühlung

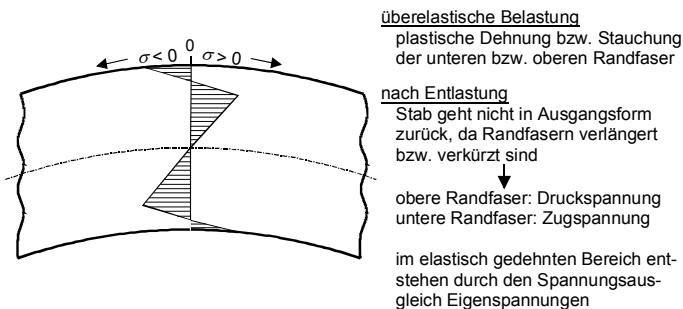


Abb. 2.20 Schematische Längseigenspannungsverteilung im Querschnitt eines Stabs nach plastischer Biegebeanspruchung

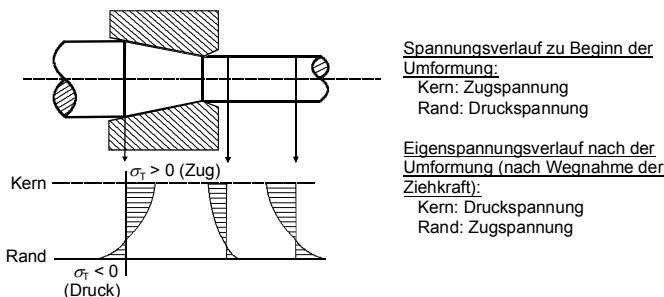
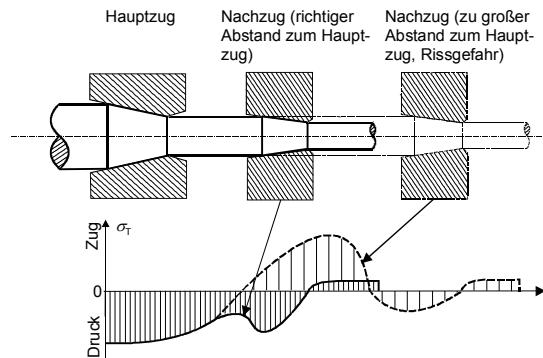


Abb. 2.21 Schematische Tangentialeigenspannungsverteilung beim Drahtziehen in Abhängigkeit von der Ziehdüsene entfernung



- Verringerung der Eigenspannung durch Einführung eines Nachzugs
- Abstand zwischen den Zügen: Eigenspannungszustand darf vor dem Nachzug noch nicht voll ausgebildet sein

Abb. 2.22 Schematische Tangentialeigenspannungsverteilung beim Drahtziehen mit Nachzug

Messung von Eigenspannungen

Die Verfahren zur Messung von Eigenspannungen werden in die Hauptgruppen zerstörende und zerstörungsfreie Verfahren eingeteilt, auf die im Folgenden kurz eingegangen wird.

Zerstörende Verfahren:

Bei Anwendung der zerstörenden Verfahren werden die Eigenspannungen ausgelöst, d.h., die Spannungen stehen nicht mehr im Gleichgewicht zueinander, wodurch plastische Formänderungen des Bauteils hervorgerufen werden. Die Messung der Formänderungen gestattet es, Dehnungen und somit Eigenspannungen zu berechnen.

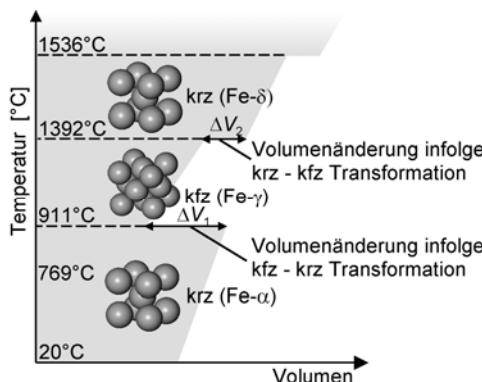


Abb. 2.23 Volumenänderung durch Veränderung der Gitterstruktur

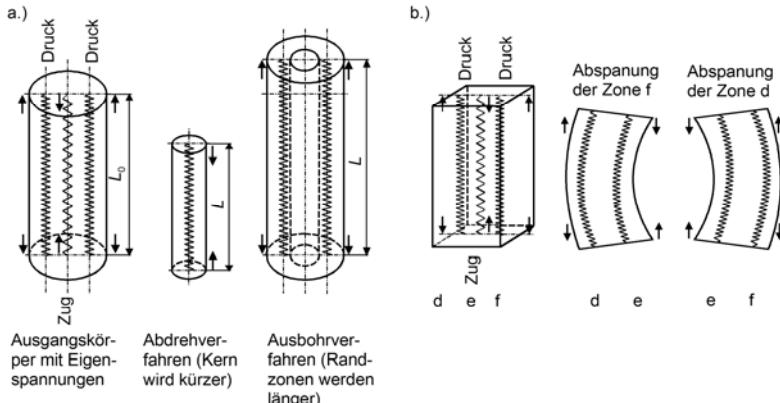


Abb. 2.24 Bestimmung von Eigenspannungen a.) in zylindrischen Bauteilen /Büh61/ und b.) in Stäben

- Ausbohr- und Abdrehverfahren für zylindrische Bauteile: Bestimmung der Eigenspannungen in radialer, tangentialer und axialer Richtung (Abb. 2.24).
- Zerlegeverfahren für Platten und Stäbe, z.B. schichtweises Abspannen, Einschneiden, Aufschlitzen (Abb. 2.24).

Zerstörungsfreie Verfahren:

Röntgenographische Spannungsermittlung: Ermittlung von Eigenspannungen in der Bauteilloberfläche, auch in mehrphasigen Werkstoffen, durch Bestimmung der Gitterdehnungen in der Randschicht des Bauteils unter Ausnutzung der Interferenzerscheinung von Röntgenstrahlen beim Auftreffen auf einen vielkristallinen Werkstoff /Roh89/ (Abb. 2.25).

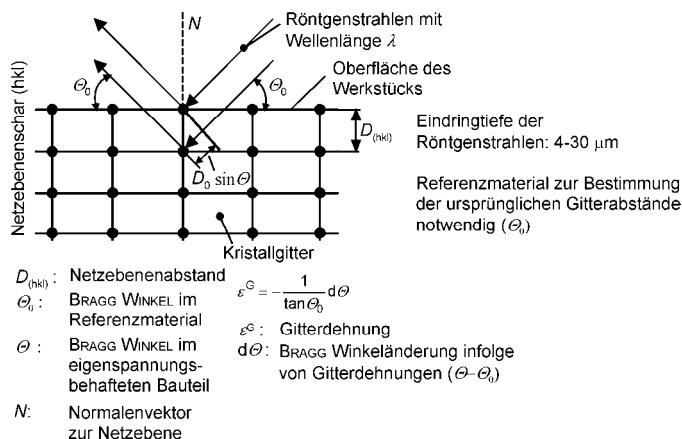


Abb. 2.25 Röntgenographische Bestimmung der Gitterdehnungen

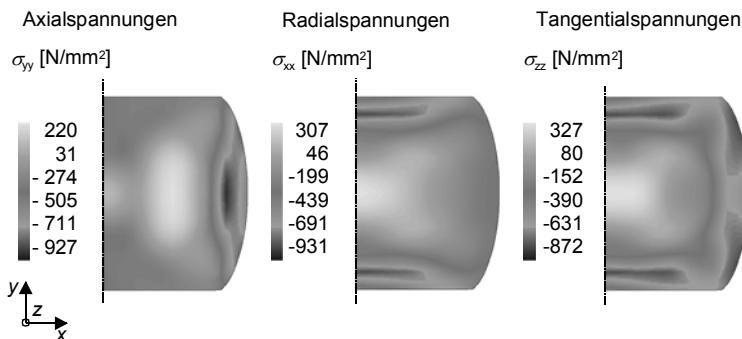


Abb. 2.26 Eigenspannungen in einer gestauchten ($T = 1200^\circ\text{C}$ / $\phi_v = 0,7$) und in Wasser abgekühlten zylindrischen Probe (C45E) nach dem Abkühlprozess /Dit02/

Berechnung von Eigenspannungen

Für die Berechnung von Eigenspannungen während und am Ende eines Umformprozesses kann die Finite-Element-Methode angewendet werden /Dit02/. Hierfür stehen leistungsfähige kommerzielle FE-Programme zur Verfügung, die die Bestimmung der thermisch-, verformungs- und umwandlungsbedingten Eigenspannungen ermöglichen (Abb. 2.26).

2.1.2 Metallkundliche Grundlagen

2.1.2.1 Einkristall

Ein Einkristall ist durch folgende Eigenschaften gekennzeichnet:

- allseitig freie Oberfläche,
- keine Korngrenzen,
- Fehler (Leerstellen, Versetzungen, Kleinwinkelkorngrenzen),
- extreme *Anisotropie* aufgrund bevorzugter Gleitrichtungen.

Als Anisotropie werden unterschiedliche physikalische und mechanische Eigenschaften in verschiedenen Raumrichtungen bezeichnet. Beim gegen seitigen Zustand, also gleichen physikalischen und mechanischen Eigenschaften in allen Raumrichtungen, spricht man von *Isotropie*.

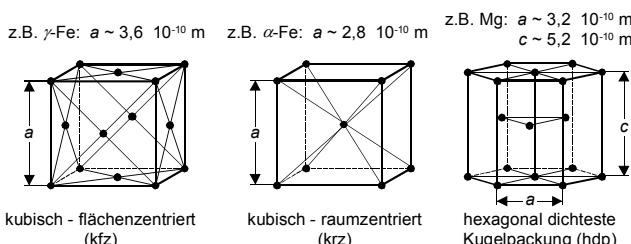
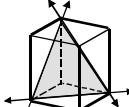
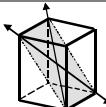
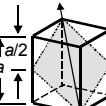
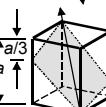
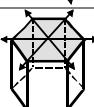
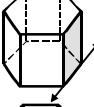
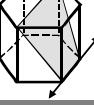


Abb. 2.27 Elementarzellen der wichtigsten Kristallstrukturen bei Metallen /Sch03/

Tabelle 2.3 Gleitsysteme für verschiedene Gitterstrukturen /Ber89/

Metallstruktur	Gleitsysteme	Anzahl der Gleitebenen	Gleitrichtungen	Gleitsysteme
kubisch-flächenzentriert (Al, Ni, Cu, Ag, Au, γ -Fe, Pb)		4	3	12
kubisch-raumzentriert Cr, Mo, W α -Fe, β -Messing	  	6 12 24	2 1 1	12 12 24
hexagonal Be, Cd, Mg, Ti, Zn	  	1 3 6	3 1 1	3 3 6
			 Gleitebene	 Gleitrichtung

Die Anisotropie von Einkristallen ist in ihrer Gitterstruktur begründet. Einkristalle können bis zu einer Länge von 200 mm und einer Dicke von 7 mm gezüchtet werden /Dom86/. Damit ist es möglich, Zugproben herzustellen, mit denen z.B. das „Schmidsche Schubspannungsgesetz“ (vgl. S.40) validiert werden kann.

Die meisten technischen Metalle können einer der drei nachfolgend genannten Kristallklassen zugeordnet werden (Abb. 2.27):

- a) kubisch-flächenzentriert (kfz): Al, Ni, Cu, Ag, Au, γ -Fe, Pb; Koordinationszahl 12 [Koordinationszahl = Anzahl der benachbarten Atome mit kürzestem Abstand zu einem betrachteten Atom].
- b) kubisch-raumzentriert (krz): Cr, Mo, W, α -Fe, β -Messing; Koordinationszahl 8.

c) hexagonal dichteste Packung (*hdp*): Be, Cd, Mg, Ti, Zn; Koordinationszahl 12. In den Einkristallen technischer Werkstoffe erfolgt die Gleitung über bestimmte sog. *Gleitsysteme*, die sich aus *Gleitebene* (kristallographisch: Ebene dichtester Kugelpackung) und *Gleitrichtung* (kristallographisch: Gerade dichtester Kugelpackung) zusammensetzen (Tabelle 2.3).

Aufgrund der geringen Anzahl an Gleitsystemen sind Werkstoffe mit hexagonalen Gitterstrukturen schlecht umformbar. Obwohl ein kubisch-flächenzentriertes Gitter (kfz) und ein kubisch-raumzentriertes Gitter (krz) über die gleiche Anzahl an Gleitsystemen (12) verfügen, ist ein Werkstoff mit kfz-Gitter besser verformbar, weil es über mehr Gleitrichtungen verfügt.

Dies hat zwei Gründe:

1. kfz-Gitter = Gitter dichtester Kugelpackung:

Bei gleichem Atomdurchmesser ist der zu überwindende Gitterabstand Δb zweier Atomebenen bei einem kfz-Gitter kleiner als bei einem krz-Gitter (Abb. 2.28). Die notwendige Schubspannung τ zum Verschieben einer Atomebene ist deshalb bei einem kfz-Gitter geringer als bei einem krz-Gitter.

2. kfz-Gitter (3 Gleitrichtungen pro Gleitebene) im Vergleich zu krz-Gitter (2 Gleitrichtungen pro Gleitebene):

Der maximale Winkel β_{\max} zwischen der Richtung der Hauptformänderung und einer Gleitrichtung beträgt bei einem kfz-Gitter 45° . Dies entspricht dem Winkel zwischen einer Kante der Elementarzelle und einer Flächendiagonalen. Bei einem krz-Gitter ist $\beta_{\max} \approx 54,74^\circ$ (= Winkel zwischen einer Kante der Elementarzelle und der Raumdiagonalen) (Abb. 2.29). Das bedeutet, dass bei einem kfz-Gitter die Wahrscheinlichkeit, dass ein Gleitsystem einen günstigen Winkel zur maximalen Schubspannung einnimmt, größer ist als bei einem krz-Gitter /Bar88/.

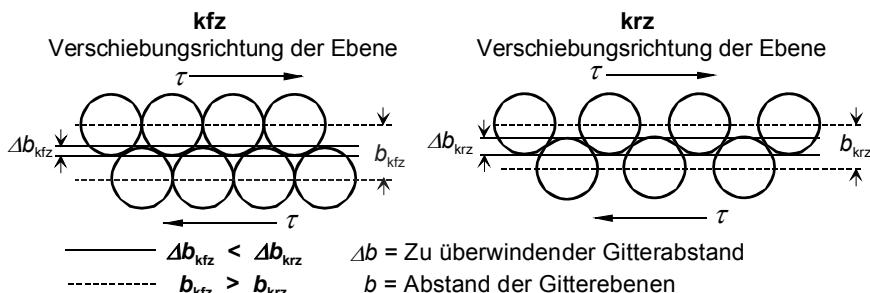


Abb. 2.28 Gegenüberstellung des für eine Verschiebung zweier Atomebenen gegeneinander zu überwindenden Gitterabstands Δb für ein kfz-Gitter und ein krz-Gitter (nach /Bar88/)

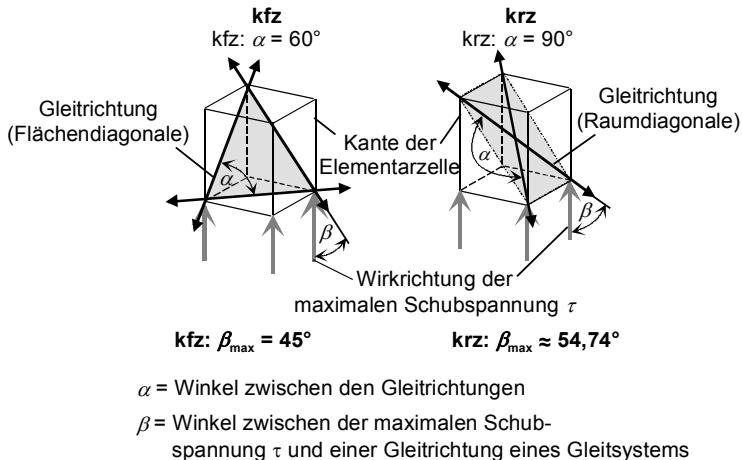
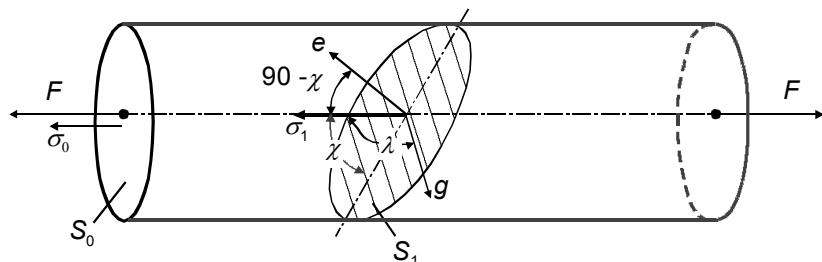


Abb. 2.29 Maximaler Winkel β zwischen einem Gleitsystem und der maximalen Schubspannung τ bei einem kfz-Gitter und einem krz-Gitter

Schmidsches Schubspannungsgesetz

Welches Gleitsystem bei Anliegen einer Spannung zuerst aktiviert wird, ist abhängig von der Wirkrichtung der maximalen Schubspannung sowie von der zur Aktivierung notwendigen kritischen Schubspannung. Der Zusammenhang zwischen der in Achsrichtung eines Einkristalls wirkenden Kraft und der Schubspannung in einem Gleitsystem (Abb. 2.30) wird durch das „*Schmidsche Schubspannungsgesetz*“ beschrieben.

Zur Überprüfung dieses Gesetzes werden Proben aus verschiedenen Richtungen zur Gleitebene eines Einkristalls entnommen /Bar88, Dom86, Sch35, Sto68/.



- | | |
|---|--|
| F : Kraft in Achsrichtung | e : Normalenvektor der Gleitebene S_1 |
| S_0 : Querschnitt des Zugstabs | σ_0 : Spannung induziert durch Kraft F |
| S_1 : Gleitebene | σ_1 : auf S_1 wirkende Spannung |
| g : Gleitrichtung | $90^\circ - \chi$: Winkel zwischen Normalenvektor und Zugrichtung |
| λ : Winkel zwischen Spannung σ_1 und Gleitrichtung g | |

Abb. 2.30 Zugprobe gefertigt aus einem Einkristall (nach /Sch35, Sto68/)

Es ist

$$S_1 = \frac{S_0}{\sin \chi} \quad (2.22)$$

und

$$F = \sigma_0 \cdot S_0 = \sigma_1 \cdot S_1 \quad (2.23)$$

bzw.

$$\sigma_1 = \sigma_0 \cdot \frac{S_0}{S_1} = \sigma_0 \cdot \sin \chi . \quad (2.24)$$

τ ist die Komponente der Spannung σ_1 in Richtung g :

$$\tau = \sigma_1 \cdot \cos \lambda \quad (2.25)$$

oder

$$\tau = \sigma_0 \cdot \sin \chi \cdot \cos \lambda . \quad (2.26)$$

Das „Schmidsche Schubspannungsgesetz“ (Abb. 2.31) besagt, dass die zum Gleiten notwendige Kraft am geringsten ist, wenn eine der Gleitrichtungen einen Winkel von 45° zur Krafrichtung einnimmt /Bar88, Dom86, Sch35, Sto68/.

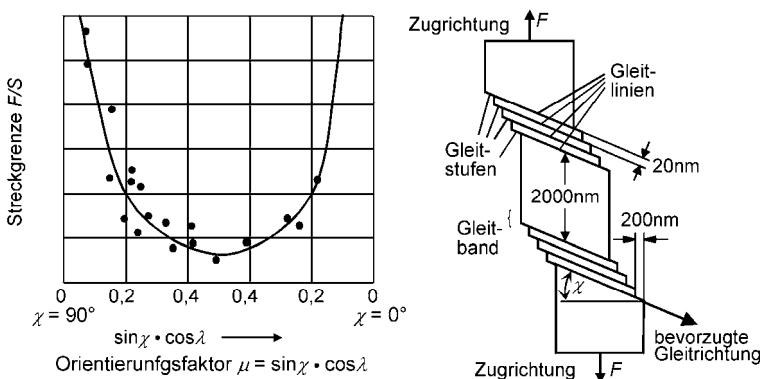


Abb. 2.31 Abhängigkeit der Streckgrenze eines Einkristalls von dem Winkel der Gleitrichtung zur Zugrichtung bei konstantem τ (nach /Sch35, Sto68/)

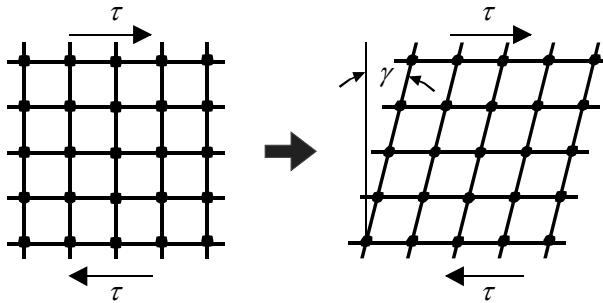


Abb. 2.32 Elastische Verformung eines Gitters um den Winkel γ , hervorgerufen durch die Schubspannung τ

Elastische Verformung des Einkristalls

Eine von außen auf ein Einkristall aufgebrachte Kraft hat eine Verzerrung des Gitters zur Folge (Abb. 2.32). Eine elastische Verformung des Gitters wird nach Entfernung der Belastung wieder aufgehoben.

Wird der Winkel χ konstant gehalten und der Vektor g in der Ebene S_1 gedreht so gilt:

$$\chi \leq \lambda \leq 180^\circ - \chi . \quad (2.27)$$

$\cos\lambda$ hat seinen maximalen Wert für $\lambda = \chi$. Demnach wird τ dann am größten, wenn

$$\sin\chi \cdot \cos\lambda = 0,5 \text{ wird, d.h. für } \chi = \lambda = 45^\circ \text{ (Abb. 2.31).} \quad (2.28)$$

Plastische Verformung des Einkristalls

Wenn die Belastung über den elastischen Bereich hinausgeht, wird der Einkristall plastisch verformt. Die plastische Verformung des Einkristalls erfolgt im Wesentlichen durch Zwillingsbildung und Gleitung. Diese Mechanismen werden im Folgenden beschrieben.

Zwillingsbildung:

Verschiebung von parallel zur Zwillingsebene liegenden Atomen. Die Kanten des Kristallgitters, die anfangs zur Zwillingsebene um den Winkel $\alpha < 90^\circ$ geneigt waren, klappen um den Winkel $180^\circ - 2\alpha$ um (Abb. 2.33).

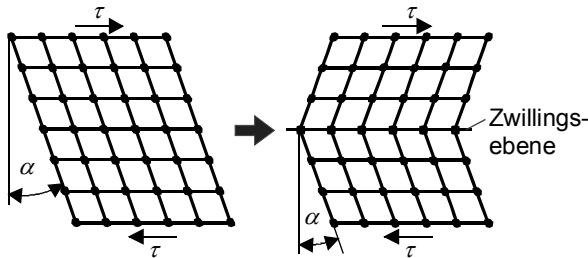


Abb. 2.33 Zwillingsbildung, hervorgerufen durch die Schubspannung τ

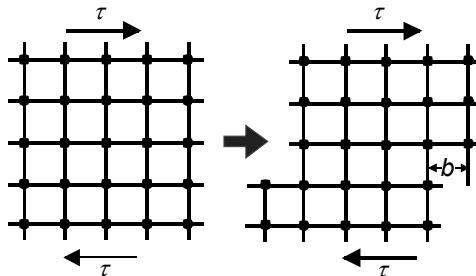


Abb. 2.34 Starres Abgleiten um die Länge der Gitterkonstante b (Burgersvektor) hervorgerufen durch die Schubspannung τ

Gleitung:

Bei plastischer Verformung durch Gleitung wird unterschieden zwischen starrem Abgleiten (Abb. 2.34) und Gleitung durch Wandern von Versetzungen (Abb. 2.35, Abb. 2.36).

- *Starres Abgleiten* (idealer Einkristall = Einkristall ohne Gitterfehler): Nur möglich, wenn alle Atome beiderseits der Gleitebene gleichzeitig aneinander vorbei geschoben werden. Die dazu notwendige theoretische Schubspannung (s. S.21) berechnet sich zu

$$\tau_{\text{th}} = \frac{G}{2\pi} \quad (2.29)$$

Für Eisen mit einem Schubmodul von $G = 83000 \text{ N/mm}^2$ ist demnach:

$$\tau_{\text{th}} = \frac{83000 \text{ N/mm}^2}{2\pi} \approx 13000 \text{ N/mm}^2. \quad (2.30)$$

In Versuchen ermittelte Werte sind jedoch um den Faktor 100–1000 kleiner /Bar88, Sch03/. Der Grund dafür ist das Vorhandensein eines weiteren Verformungsmechanismus', nämlich des

- *Wandern von Versetzungen:* Plastische Verformung des Einkristalls erfolgt über in jedem technischen Metall vorhandene Gitterfehler (z.B. Stufenversetzungen, Abb. 2.35; Schraubenversetzungen, Abb. 2.36) /Sch03/.

Stufenversetzung (Abb. 2.35):

Eine eingeschobene „Halbebene“ erzeugt die Versetzung der Gitterlinien. Die Versetzungslinie verläuft dabei senkrecht zur Bildebene. Sie begrenzt die eingeschobene Halbebene.

Die Versetzungswanderung verläuft senkrecht zur Versetzungslinie. Die Größe und Richtung der Versetzungswanderung ist gekennzeichnet durch den Burgersvektor b . Die geringe Zahl aufzubrechender Atombindungen erleichtert die Wanderung. Es ist somit einsichtig, dass die Wanderung der eingeschobenen Halbebenen bei wesentlich kleineren Kräften erfolgt, als beim *starren Abgleiten* (Abb. 2.34).

Schraubenversetzung (Abb. 2.36):

Senkrecht zur Versetzungslinie AB stehende Netzebenen sind nicht mehr voneinander getrennte Ebenen, sondern werden zu einer Schraubenfläche. Der Burgersvektor b liegt parallel zur Versetzungslinie.

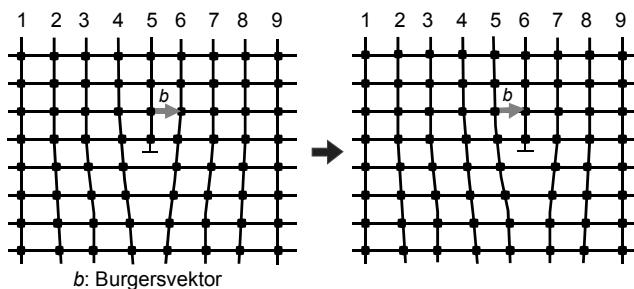


Abb. 2.35 Schematische Darstellung einer Stufenversetzung (nach /Dom86/)

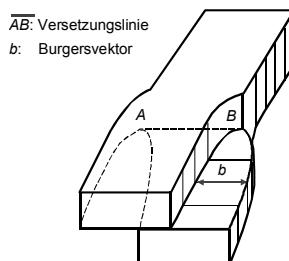


Abb. 2.36 Schematische Darstellung einer Schraubenversetzung (nach /Dom86/)

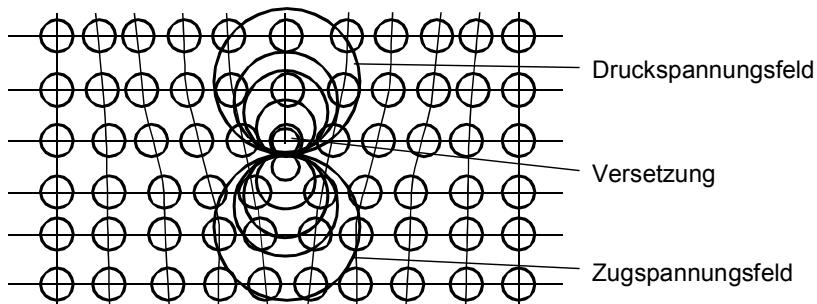


Abb. 2.37 Spannungsfeld um eine Versetzung (nach /Ber89/)

Spannungsfeld:

Jede Versetzung ist aufgrund der Fehlordnung des Gitters von einem Spannungsfeld umgeben (Abb. 2.37).

Die Wanderung von Versetzungen kann so lange erfolgen, bis die Versetzungen eine Korngrenze oder Ausscheidung erreichen oder durch andere Versetzungen aufgestaut werden. Dieser Vorgang führt zur Verfestigung. Solche Hindernisse können die Versetzungen durch *Klettern* (Abb. 2.38) oder durch *Quergleitung* (Abb. 2.39) umgehen, wobei allerdings eine thermische Aktivierung notwendig ist. Die Verfestigung eines Einkristalls verläuft mit zunehmender Abgleitung unterschiedlich.

Kriechen:

Zeit- und temperaturabhängige Verformungsprozesse, die bei konstanter Beanspruchung ablaufen, werden als *Kriechen* (Abb. 2.40) bezeichnet. Bei metallischen Werkstoffen beruhen Kriechvorgänge auf der mit steigender Temperatur zunehmenden Beweglichkeit der Atome /Bar88, Sch03/.

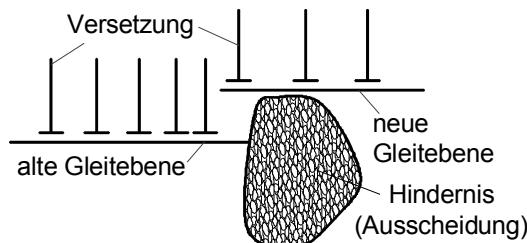


Abb. 2.38 Umgehen von Hindernissen durch Klettern (nach /Böh68/)

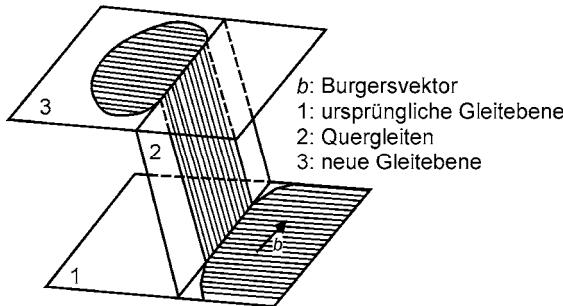


Abb. 2.39 Quergleiten einer Schraubenversetzung zum Umgehen eines Bewegungshindernisses (nach /Sch03/)

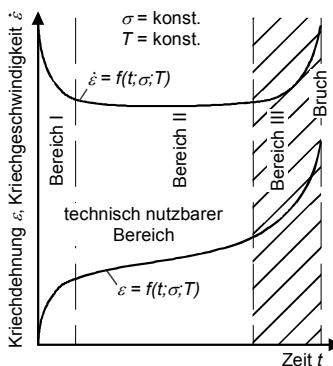


Abb. 2.40 Kriechdehnung und -geschwindigkeit in Abhängigkeit der Zeit (nach /Sch03/)

Primär- oder Übergangskriechen (Bereich I):

- Primärkriechen kennzeichnet das Kriechverhalten eines Werkstoffes insbesondere bei tiefen Temperaturen ($T = 0,4 \dots 0,5 T_S$).
- Aufgrund der Verfestigung durch sich schneidende Versetzungen nimmt die Kriechgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}$ in diesem Bereich ab.
- Mit zunehmender Dehnung nimmt auch die Verformbarkeit ab.
- Erholungsvorgänge, wie Polygonisation oder Quergleiten, spielen eine untergeordnete Rolle.

Sekundäres oder stationäres Kriechen (Bereich II):

- Es liegt ein dynamisches Gleichgewicht zwischen Verfestigung, z.B. dem Entstehen neuer Versetzungen (vgl. „Frank-Read-Quelle“ Abb. 2.41), und Erholung vor.
- Gleitung findet auf mehreren Gleitebenen statt.
- Klettern von Versetzungen ist möglich.

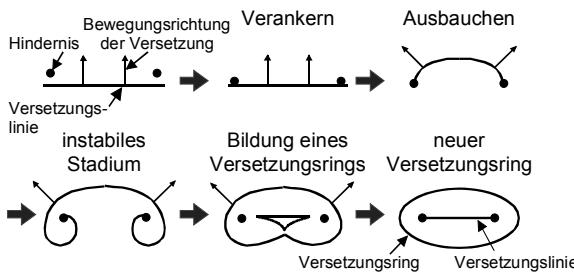


Abb. 2.41 Schematische Darstellung einer FRANK-READ-Quelle (nach /Bar88/)

Tertiäres Kriechen (Bereich III):

- Tertiäres Kriechen ist gekennzeichnet durch stark beschleunigtes Kriechen (Entfestigung ist größer als Verfestigung).
- Tritt insbesondere bei hohen Temperaturen oder Spannungen auf.
- Bildung von Leerstellen und Korngrenzendeformationen (Korngrenzenrisse).
- Tertiäres Kriechen endet bei niedrigen Temperaturen zumeist mit transkristallinem, bei höheren Temperaturen mit interkristallinem Bruch /Bar88, Sch03/.

Frank-Read-Quelle:

Mit zunehmender plastischer Verformung kann sich die Versetzungsichte erhöhen. Während bei einem weichgeglühten Stahl die Versetzungsichte ca. 10^6 cm^{-2} beträgt, steigt sie durch Kaltverformen auf bis zu 10^{12} cm^{-2} /Bar88/. Dadurch steigt gleichzeitig die Wahrscheinlichkeit, dass Versetzungen aufeinander treffen und ihre Spannungsfelder miteinander wechselwirken. Eine Versetzungsbewegung wird zunehmend behindert, der Einkristall hat sich verfestigt.

Für eine weitere Verformung erhöht sich damit der Kraftbedarf. Für die Neubildung von Versetzungen ist unter anderem die „Frank-Read-Quelle“ (Abb. 2.41) verantwortlich. Dabei werden Versetzungen an Hindernissen verankert. Aufgrund der anhaltenden Krafteinwirkung baucht die Versetzungsline zwischen zwei benachbarten Hindernissen aus, bis sie schließlich instabil wird und sich um die Hindernisse Versetzungsringe bilden.

2.1.2.2 Vielkristall

Im Unterschied zum Einkristall gilt für einen Vielkristall:

- Ein Vielkristall setzt sich aus einer großen Anzahl von Kristalliten (= Körner, Einkristalle mit Kristallstrukturfehlern) zusammen.
- Die Orientierungen ihrer Gleitrichtungen sind im Allgemeinen verschieden.
- Einzelne Kristallite sind durch Korngrenzen getrennt.

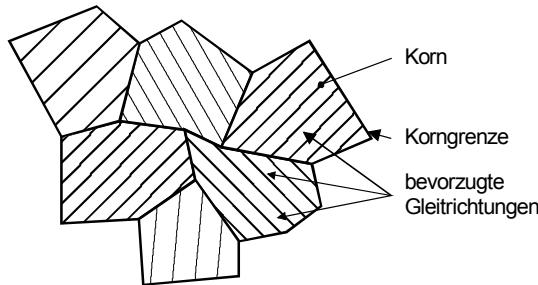


Abb. 2.42 Regellose Verteilung der Gleitrichtungen bei Vielkristallen

- Die Kristallite sind wahllos orientiert. Der Vielkristall verhält sich *quasi-isotrop*. Durch die regellose Verteilung heben sich die *Anisotropien* der einzelnen Kristallite auf, der Werkstoff verhält sich makroskopisch *isotrop* (Abb. 2.42) /Sch35/. Eine Ausnahme stellt z.B. Tiefziehblech dar (s. Kap. 3).

Zu den Kristallstrukturfehlern gehören:

- punktförmige Fehler (Zwischengitteratome, Leerstellen),
- linienförmige Fehler (Versetzungslien) und
- flächenförmige Fehler (Zwillingsgrenzen, Phasengrenzen, Korngrenzen).

Die plastische Verformung eines Vielkristalls beginnt zuerst in den Körnern, bei denen eine der Gleitrichtungen eine zum Gleiten günstige Orientierung zur maximalen Schubspannung aufweist (siehe „Schmidsches Schubspannungsgesetz“, S.40). Die übrigen Körner werden zunächst elastisch und später bei genügend großer Belastung plastisch verformt, wobei die Gleitung auch auf weniger günstig orientierten Gleitebenen verläuft. Die Verformung selbst erfolgt, analog zum realen Einkristall, in erster Linie über Wanderung von Versetzungen.

2.1.2.3 Mechanismen zur Festigkeitssteigerung

Eine Erhöhung der Festigkeit wird in technischen Werkstoffen durch Erhöhung des Widerstands gegen plastische Verformung, d.h. Widerstand gegen Versetzungsbewegung und -erzeugung, erreicht. Eine Festigkeitssteigerung kann demnach durch den gezielten Einbau von folgenden Gitterfehlern erreicht werden:

- Erhöhung der Versetzungsdichte (z.B. durch Kaltumformen),
- Erzeugung von Korn- und Zwillingsgrenzen (durch Kornfeinung, z.B. durch Kaltumformung und anschließendes Glühen (s. Abb. 2.15), Versetzungen bilden bei einer Rekristallisation Keime für eine Kornneubildung),
- Einbringung von im Gitter gelösten Fremdatomen: Legieren, Mischkristallbildung, z.B. N in Fe, C in γ -Fe (Einlagerungsmischkristall); Cr, Ni in Fe (Substitutionsmischkristall),

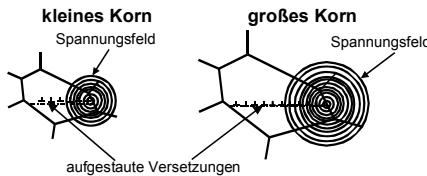


Abb. 2.43 An Korngrenzen aufgestaute Versetzungen und daraus resultierende Spannungsfelder

- Erzeugung von Ausscheidungen durch Einbringung von im Gitter nicht löslichen Fremdatomen (Legieren und anschließendes Ausscheidungshärteten, Erzeugung von z.B. Wolframkarbiden (WC), Molybdänkarbiden (Mo_2C), Vanadiumkarbiden (VC), durch Anlassen von Martensit bei höheren Temperaturen) /Ber89, Jän85, Sch03/.

Der Beginn der plastischen Verformung ist durch die Dehngrenze R_p gekennzeichnet. Für einen technischen Werkstoff setzt sich die Dehngrenze R_p zusammen aus:

$$R_p = R_{\min} + \Delta R_V + \Delta R_{KG} + \Delta R_{MK} + \Delta R_T . \quad (2.31)$$

R_{\min} : Grundfestigkeit eines Gitters

ΔR_V : Festigkeitssteigerung durch Versetzungen

ΔR_{KG} : Festigkeitssteigerung durch Korn- und Zwillingsgrenzen

ΔR_{MK} : Festigkeitssteigerung durch im Gitter gelöste Fremdatome (Mischkristall)

ΔR_T : Festigkeitssteigerung durch als Teilchen ausgeschiedene Fremdatome

Grundfestigkeit des Gitters

R_{\min} : Dehngrenze eines normalen, unverformten, fehlerbehafteten Vielkristalls

Festigkeitssteigerung durch Versetzungen

- Bildung neuer Versetzungen bei plastischer Verformung, Mechanismus z.B. „Frank-Read-Quelle“ (Abb. 2.41).
- Effekt: Kaltverfestigung, d.h. eine Festigkeitssteigerung ΔR_V (V = Versetzungen) durch Versetzungen ist ungefähr proportional zur Quadratwurzel der Versetzungsichte ρ /Ber89, Jän85/:

$$\Delta R_V \approx \sqrt{\rho} . \quad (2.32)$$

Festigkeitssteigerung durch Korn- und Zwillingsgrenzen

- Korngrenzen = Hindernisse für Versetzungen; je größer das Korn, desto längere Gleitwege stehen den Versetzungen zur Verfügung.

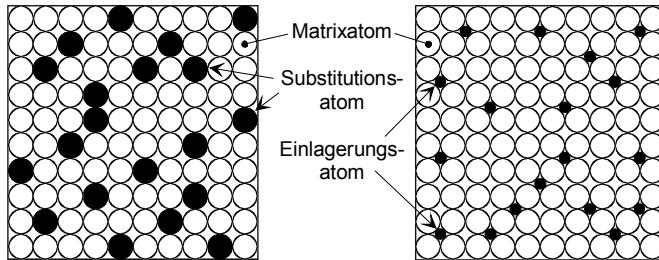


Abb. 2.44 Substitutionsmischkristall (links) und Einlagerungsmischkristall (rechts) (nach /Bar88/)

- Große Körner übertragen Gleitungen leichter auf Nachbarkörper als kleinere Körner. Die Ursache hierfür liegt daran, dass aufgrund der längeren Gleitwege in großen Körnern sich mehr Versetzungen an den Korngrenzen aufstauen, wodurch lokale Spannungsfelder größer werden können (Abb. 2.43).

Die Festigkeitssteigerung ΔR_{KG} ($KG = \text{Korngrenzen}$) durch Korngrenzen ist umgekehrt proportional zur Quadratwurzel des Korndurchmessers d_k /Ber89, Jän85/:

$$\Delta R_{KG} \approx \frac{1}{\sqrt{d_k}}. \quad (2.33)$$

Festigkeitssteigerung durch im Gitter gelöste Fremdatome

Fremdatome im Matrixgitter können

- *interstitiell* auf Zwischengitterplätzen (Einlagerungsmischkristall; siehe Abb. 2.44, rechts) oder
- *substitutionell* (Fremdatom ersetzt Matrixatom des Grundwerkstoffes; Substitutionsmischkristall; siehe Abb. 2.44, links) gelöst werden.

Merkmale von Mischkristallen:

- Ausbildung von Spannungsfeldern aufgrund von Gitterverspannungen (hervorgerufen durch Fremdatome).
- Einlagerung der Fremdatome ist abhängig von ihrer Atomgröße im Druck- oder Zugspannungsfeld der Versetzung (Abb. 2.37, Abb. 2.45).
- Bei größerer Bewegungsgeschwindigkeit der Versetzung gegenüber der Diffusionsgeschwindigkeit der gebildeten Fremdatomwolke wird die Versetzungsbewegung behindert, die Folge ist ein Festigkeitsanstieg.
- Möglichkeit zur Festigkeitssteigerung wird begrenzt durch Löslichkeit der Fremdatome.

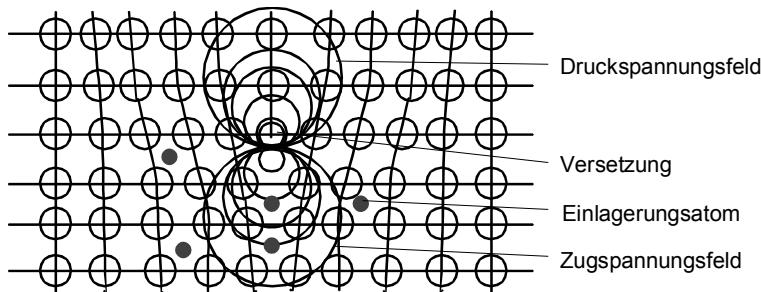


Abb. 2.45 Abbau von Spannungen durch Anlagerung von Fremdatomen im Spannungsfeld einer Versetzung (nach /Ber89/)

Bei Annäherung von Versetzung und Fremdatom treten die betreffenden Spannungsfelder miteinander in Wechselwirkung. Durch die Anlagerung von Fremdatomen im Spannungsbereich von Versetzungen können diese verankert werden und stehen dadurch für eine Versetzungsbewegung nicht mehr zur Verfügung.

- „*Cottrell-Verankerung*“: Im Temperaturbereich zwischen 200 und 300°C ist die Diffusionsgeschwindigkeit von Stickstoffatomen in Stahl so groß, dass sie einer Verformung unmittelbar folgen können. Aufgrund ihrer geringen Größe lagern sich die Stickstoffatome dabei im Zugspannungsbereich der Versetzung an und blockieren diese (Abb. 2.45). Die Folge ist eine erhöhte Festigkeit bei gleichzeitig stark reduzierter Duktilität (*Blausprödigkeit*, s. S. 23) /Bar88, Ber89, Jän85/.

Der Festigkeitsanstieg ΔR_{MK} ($\text{MK} = \text{Mischkristall}$) durch im Gitter gelöste Fremdatome ist in erster Näherung der Quadratwurzel der Anzahl der im Gitter gelösten Atome c_F proportional /Ber89, Jän85/:

$$\Delta R_{\text{MK}} \approx \sqrt{c_F} . \quad (2.34)$$

Festigkeitssteigerung durch als Teilchen ausgeschiedene Fremdatome

- Ausscheidungen wirken aufgrund ihrer unterschiedlichen Struktur bzw. Zusammensetzung als Hindernisse für die Versetzungsbewegung. Trifft eine Versetzungslinie auf Ausscheidungen, müssen diese überwunden werden.
- Überwinden von Ausscheidungen erfolgt in Abhängigkeit von der Struktur, der Härte und der Größe bzw. ihrem Abstand durch *Schneiden* oder *Umgehen*: *Schneiden*: Versetzungen dringen in die Ausscheidungen ein und scheren diese ab (Abb. 2.46).

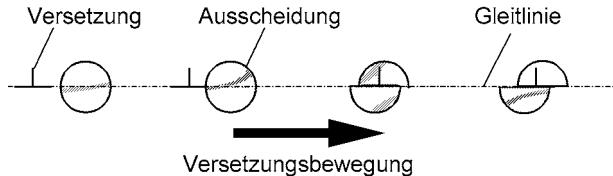


Abb. 2.46 Schneiden einer Ausscheidung (nach /Böh68/)

Umgehen: Die Versetzungslinie wird an den Ausscheidungen verankert und baucht sich aus, bis sie schließlich instabil wird. Zurück bleibt ein Versetzungsring um die Teilchen. Dies wird auch als „Orowan-Mechanismus“ bezeichnet (Abb. 2.47). Dieser Vorgang verläuft ähnlich wie die „Frank-Read-Quelle“ (Abb. 2.41), jedoch ist beim Orowan-Mechanismus die Versetzungslinie länger als der Abstand der Hindernisse.

- Sowohl Schneiden als auch Umgehen bedeuten einen Festigkeitsanstieg. Jedoch ist der Festigkeitsanstieg durch Umgehen sehr viel größer als beim Schneiden /Ber89/.

Der Festigkeitsanstieg ΔR_T ($T = \text{Teilchen}$) durch im Gitter als Teilchen ausgeschiedene Fremdatome ist von der Konzentration c_A der ausgeschiedenen Teilchen und vom mittleren Hindernisabstand d_A abhängig. Der Festigkeitsanstieg erhöht sich mit zunehmender Konzentration c_A bzw. mit abnehmendem mittleren Hindernisabstand d_A /Ber89, Jän85/:

$$\Delta R_T = R(c_A, d_A). \quad (2.35)$$

Die Dehngrenze ergibt sich als Summe der Einzelfestigkeiten (Abb. 2.48) zu:

$$R_p = R_{\min} + \Delta R_V + \Delta R_{KG} + \Delta R_{MK} + \Delta R_T \quad (2.36)$$

zu

$$R_p = R_{\min} + k_1 \cdot \sqrt{\rho} + k_2 \cdot \frac{l}{\sqrt{d_k}} + k_3 \cdot \sqrt{c_F} + R(c_A, d_A) \quad (2.37)$$

mit k_1 , k_2 und k_3 = Materialkonstanten.

R_{\max} (Abb. 2.48) entspricht der Festigkeit eines fehlerfreien Einkristalls, bei dem eine Verformung nur durch starres Abgleiten erfolgen kann. In Abb. 2.49 ist eine Fließkurve für die Warmumformung ohne Verfestigung (Abb. 2.49, links) und für die Kaltumformung mit Verfestigung (Abb. 2.49, rechts) dargestellt.

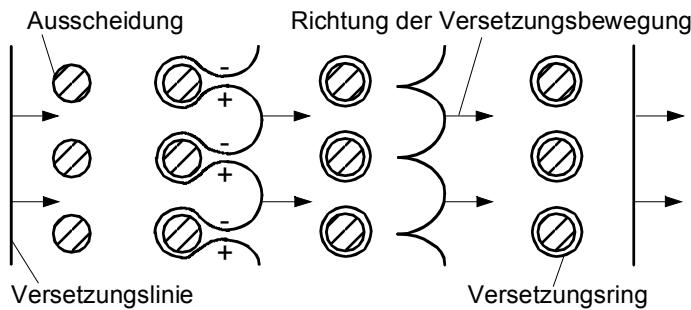


Abb. 2.47 Umgehen von Ausscheidungen und Bildung von Versetzungsringen, „Orowan-Mechanismus“ (nach /Ber89/)

Bei der Warmumformung- findet aufgrund ständiger Rekristallisation, d.h. ständiger Kornneubildung, keine Verfestigung statt. Beim Kaltumformen hingegen kommt es nicht zu Rekristallisationsvorgängen. Die notwendige Fließspannung steigt mit zunehmender Verformung, da sich vermehrt Versetzungen bilden und sich gegenseitig blockieren.

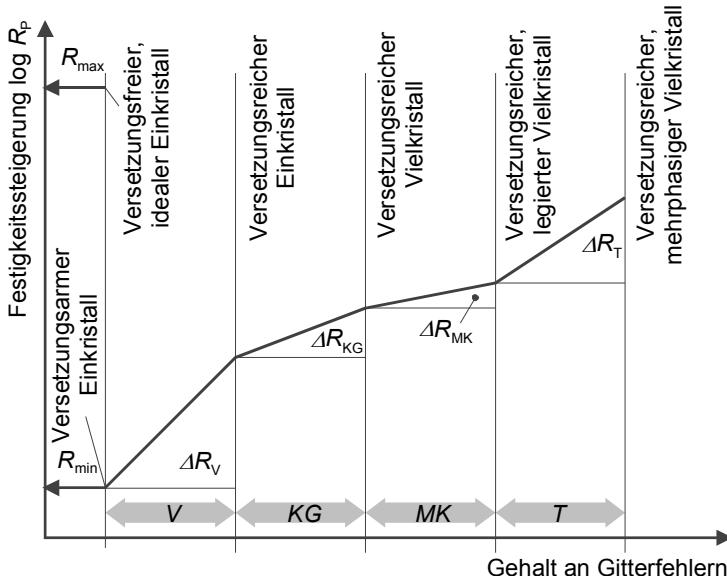


Abb. 2.48 Festigkeitssteigerung metallischer Werkstoffe in Abhängigkeit des Gehalts an Gitterfehlern (nach /Ber89/)

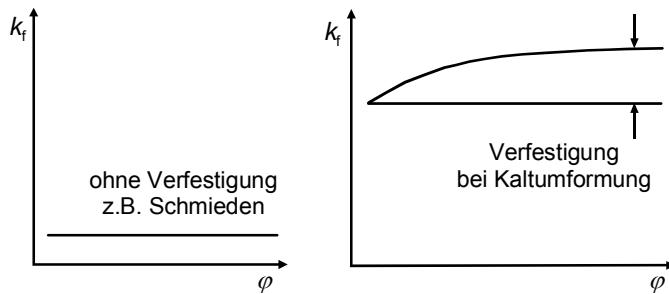


Abb. 2.49 Schematische Darstellung einer Fließkurve für einen Werkstoff ohne (links) und mit Verfestigung (rechts)

2.1.2.4 Mechanismen zur Entfestigung

Bei der plastischen Kaltverformung wird das Gefüge eines Metalls beispielsweise durch aufgestaute Versetzungen je nach Werkstoff erheblich verfestigt. In den dabei entstehenden Verzerrungen des Metallgitters sind etwa 10 bis 15% der gesamten Umformarbeit gespeichert.

Durch Wärmezufuhr wird die freie Beweglichkeit der Atome erhöht. Gleichzeitig wird das Wandern von Versetzungen erleichtert, z.B. durch Klettern und Quergleiten. Sofern ein Mindestumformgrad von 1 bis 5% erreicht worden ist, führt dies zu den folgenden Entfestigungsmechanismen:

- Erholung,
- primäre Rekristallisation und
- sekundäre Rekristallisation.

Die *Erholung* erfolgt gleichzeitig und gleichmäßig in allen Körnern.

$$T_{\text{Erholung}} \approx (0,25-0,35) T_{\text{Schmelz}} \quad (2.38)$$

Der thermisch aktivierte Abbau der Versetzungsdichte im Korninnern findet ohne Veränderung der Struktur des Kristallgefüges statt. Dadurch wird die Kaltverfestigung nur teilweise abgebaut (Versetzungsumordnung) (Abb. 2.50).

Bei der *primären Rekristallisation* wird das Kristallgefüge vollständig neu gebildet und so in einen weichen Zustand überführt. Die Neubildung der Körner beruht auf einer thermisch aktivierten Verschiebung der Korngrenzen.

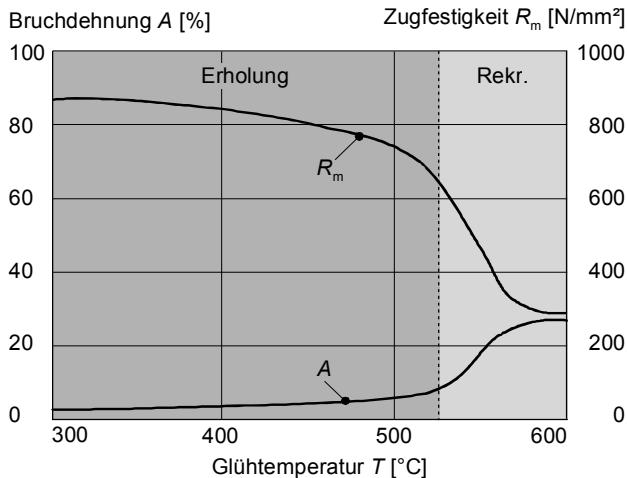


Abb. 2.50 Abbau der Kaltverfestigung durch Erholung und Rekristallisation am Beispiel der Zugfestigkeit R_m und Bruchdehnung A (nach /Ber89/)

Tabelle 2.4 Rekristallisationstemperaturen stark umgeformter Metalle /Dom86/

Werkstoff	Rekristallisationstemperatur [°C]
Eisen (Fe)	450
Aluminium (Al)	150
Kupfer (Cu)	200
Wolfram (W)	1200
Nickel (Ni)	600
Zink (Zn), Blei (Pb), Zinn (Sn)	ca. Raumtemperatur

Die Rekristallisationstemperatur ist abhängig von der chemischen Werkstoffzusammensetzung und dem vorangegangenen Umformgrad. Für unlegierten Stahl liegt die Rekristallisationstemperatur zwischen 500 und 700°C, für legierten und hochlegierten Stahl bei 600 bis 800°C. Weitere Rekristallisationstemperaturen stark umgeformter Metalle sind in Tabelle 2.4 angegeben.

$$T_{\text{prim. Rekristallisation}} \approx 0,42 T_{\text{Schmelz}} \quad (2.39)$$

Bei der Rekristallisation sind die folgenden Punkte zu beachten:

- Es ist eine Mindestkaltumformung erforderlich, die je nach Werkstoff 1–5% beträgt. Diese Mindestkaltumformung wird auch als kritischer Verformungsgrad bezeichnet.

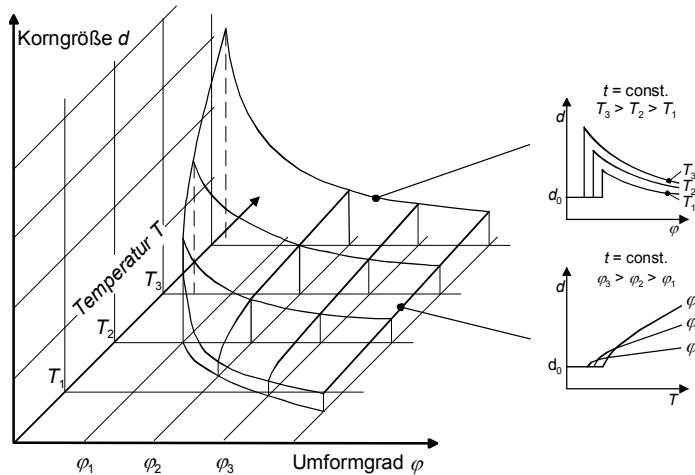


Abb. 2.51 Rekristallisationsdiagramm (nach /Bar88/)

- Mit steigendem Verformungsgrad sinkt die notwendige Rekristallisationstemperatur.
- Eine Verlängerung der Glühdauer verringert die zur Rekristallisation notwendige Rekristallisationstemperatur.

Nach der Rekristallisation ist die Korngröße umso kleiner, je höher der Verformungsgrad und je niedriger die Glühtemperatur war. Aus den genannten Zusammenhängen kann ein Rekristallisationsdiagramm entsprechend Abb. 2.51 abgeleitet werden. Eine weitere Anhebung der Glühtemperatur und/oder längere Glühzeiten führen zur *sekundären Rekristallisation*, in dessen Folge es zur Grobkornbildung kommen kann.

$$T_{\text{sek. Rekristallisation}} > 0,42 \cdot T_{\text{Schmelz}} \quad (2.40)$$

Unter sekundärer Rekristallisation wird das Wachsen einzelner Körner verstanden, die das übrige Gefüge aufzehren. Im Verlauf dieses Kornwachstums existieren sehr große Körner neben kleineren (Abb. 2.52c). Die sekundäre Rekristallisation endet in der Kornvergrößerung mit einer gleichmäßigen Zunahme der Korngröße und damit verbunden einer Abnahme der Körnerzahl (Abb. 2.52d).

Die sekundäre Rekristallisation und die Kornvergrößerung sind unerwünscht, da sie die Eigenschaften der Werkstoffe überwiegend verschlechtern (z.B. Versprödung und Entstehung rauer Oberflächen beim Biegen und Tiefziehen).

Ausnahme: Grobkornglühen zur Verbesserung der Zerspanbarkeit durch kurz brechende Späne.

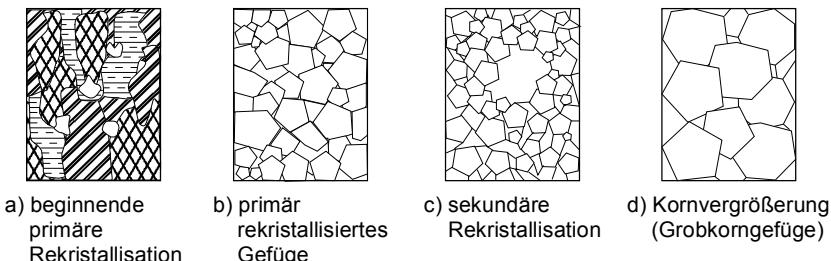


Abb. 2.52 Schematische Darstellung der Gefügeänderungen bei Rekristallisationsvorgängen (nach /Bar88/)

In der Umformtechnik werden die Entfestigungsmechanismen Erholung und Rekristallisation bei der Kaltumformung genutzt:

- um durch Glühen (vgl. S. 28) zwischen den einzelnen Umformstufen die Kaltverfestigung abzubauen und dadurch das Umformvermögen zu steigern,
- um durch Glühen nach der Umformung im Bauteil induzierte Eigenspannungen aufzuheben.

2.2 Bezogene und logarithmische Formänderung

Wird ein Körper mit einem definierten Volumen durch äußere Kräfte in eine andere Gestalt gebracht, so ist die Größe dieser Veränderung durch die so genannte „Formänderung“ gekennzeichnet.

Hierbei wird unterschieden zwischen der

- bezogenen Formänderung, Dehnung ε und der
- logarithmischen Formänderung, Umformgrad φ (im englischen Sprachraum wird der Umformgrad φ im Allgemeinen mit ε_{pl} bezeichnet.).

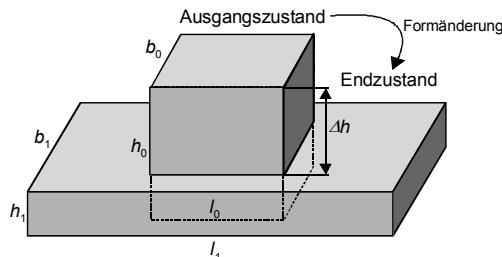


Abb. 2.53 Abmessungen eines quaderförmigen Körpers im Ausgangszustand (l_0, b_0, h_0) und im Endzustand (l_1, b_1, h_1) nach plastischer Verformung

Bei der *bezogenen plastischen Formänderung* ε^{pl} wird die Änderung eines Körpermaßes auf das Ausgangsmaß des Körpers bezogen. Es gilt beispielsweise für die Höhenänderung eines Körpers nach Abb. 2.53:

$$d\varepsilon_h^{\text{pl}} = \frac{dh}{h_0} \Rightarrow \varepsilon_h^{\text{pl}} = \int_{h_0}^{h_1} \frac{dh}{h_0} = \frac{h_1 - h_0}{h_0} = \frac{\Delta h}{h_0}. \quad (2.41)$$

Bei der *logarithmischen Formänderung* φ wird die Änderung eines Körpermaßes auf das augenblickliche Maß des Körpers bezogen. Es gilt dann für die Höhenänderung eines Körpers:

$$d\varphi_h = \frac{dh}{h} \Rightarrow \varphi_h = \int_{h_0}^{h_1} \frac{dh}{h} = \ln h_1 - \ln h_0 = \ln \frac{h_1}{h_0}. \quad (2.42)$$

Sowohl für die plastische Dehnung ε^{pl} als auch für den Umformgrad φ gilt:

- Positiver Wert: Zunahme des Maßes (Beispiel: Vergrößerung der Probenlänge im Zugversuch).
- Negativer Wert: Abnahme des Maßes (Beispiel: Verminderung der Probenhöhe im Stauchversuch).
- Bei kleinen plastischen Formänderungen von bis zu 20% ($\varepsilon^{\text{pl}} = \pm 0,2$) sind bezogene plastische Formänderung ε^{pl} und logarithmische Formänderung φ annähernd identisch (Abb. 2.54).

Ein Vergleich der plastischen Dehnung ε^{pl} mit dem Umformgrad φ ergibt:

$$\varepsilon_h^{\text{pl}} = \frac{h_1 - h_0}{h_0} = \frac{h_1}{h_0} - 1 \Rightarrow \frac{h_1}{h_0} = \varepsilon_h^{\text{pl}} + 1 \quad (2.43)$$

$$\Rightarrow \varphi_h = \ln \frac{h_1}{h_0} \Rightarrow \varphi_h = \ln(\varepsilon_h^{\text{pl}} + 1). \quad (2.44)$$

Gegenüber der plastischen Dehnung ε^{pl} zeigt das Rechnen mit dem Umformgrad φ für die Umformtechnik folgende Vorteile:

1. Der Gesamtumformgrad φ_{ges} ist unabhängig von der Anzahl der Umformstufen

$$\varphi_{\text{ges}} = \sum_{i=1}^n \varphi_i \quad \varepsilon_{\text{ges}}^{\text{pl}} \neq \sum_{i=1}^n \varepsilon_i^{\text{pl}} \quad (2.45)$$

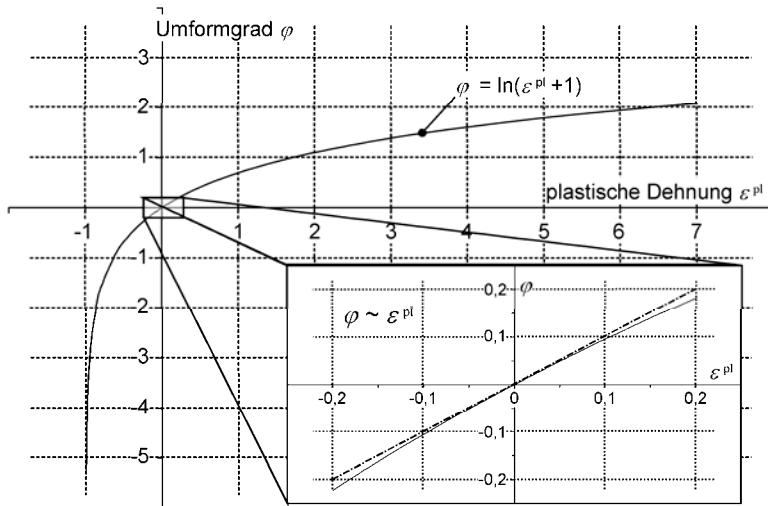


Abb. 2.54 Zusammenhang zwischen der plastischen Dehnung ε^{pl} und dem Umformgrad φ

2. Die Summe der drei Hauptformänderungen φ_1 , φ_2 und φ_3 in Richtung der Hauptachsen ist null (aufgrund der Volumenkonstanz).
3. Die betragsmäßig größte Hauptformänderung wird als φ_{\max} bezeichnet.

zu 1.: Bestimmung der Gesamtformänderungen φ_{ges}

In der Praxis wird ein Bauteil in der Regel mehreren Umformstufen hergestellt; in der Blechumformung besteht eine solche Stadienfolge zumeist aus 5 Stufen. Für besonders kritische Bauteilbereiche muss sichergestellt werden, dass der Gesamtumformgrad φ_{ges} einen höchstzulässigen Wert nicht übersteigt, d.h., φ_{ges} muss bekannt sein.

Dies ist mit der bezogenen plastischen Dehnung ε^{pl} nicht zu erreichen, wie mit dem folgenden Beispiel einer in vier Stufen zerlegten Zugbeanspruchung (Abb. 2.55, Verdopplung der Anfangshöhe $l_4 = 2 l_0$) gezeigt wird.

Beispiel:

Formänderung in einer Stufe ($0 \rightarrow 4$):

$$\varepsilon_{l,0 \rightarrow 4}^{\text{pl}} = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{l_4 - l_0}{l_0} = \frac{2l_0 - l_0}{l_0} = 1 \quad (2.46)$$

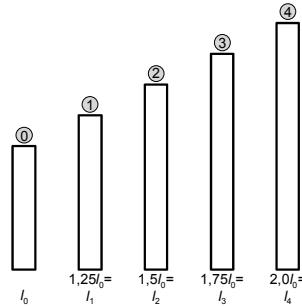


Abb. 2.55 Formänderung eines Körpers bei einer in vier Stufen zerlegten Zugbeanspruchung

$$\varphi_{l,0 \rightarrow 4} = \ln \frac{l_4}{l_0} = \ln \frac{2l_0}{l_0} = \ln 2 \quad (2.47)$$

$$\varphi_{l,\text{ges},1\text{ Stufe}} = 0,69 \quad (2.48)$$

Formänderung in zwei Stufen ($0 \rightarrow 2; 2 \rightarrow 4$)

$$\varepsilon_{l,0 \rightarrow 2}^{\text{pl}} = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{l_2 - l_0}{l_0} = \frac{1,5l_0 - l_0}{l_0} = 0,5 \quad (2.49)$$

$$\varepsilon_{l,2 \rightarrow 4}^{\text{pl}} = \frac{\Delta l}{l_2} = \frac{l_4 - l_2}{l_2} = \frac{2l_0 - 1,5l_0}{1,5l_0} = 0,33 \quad (2.50)$$

$$\varepsilon_{l,\text{ges},2\text{ Stufen}}^{\text{pl}} = \varepsilon_{l,0 \rightarrow 2}^{\text{pl}} + \varepsilon_{l,2 \rightarrow 4}^{\text{pl}} = 0,83 \neq \varepsilon_{l,\text{ges},1\text{ Stufe}}^{\text{pl}} \quad (2.51)$$

$$\varphi_{l,0 \rightarrow 2} = \ln \frac{l_2}{l_0} = \ln \frac{1,5l_0}{l_0} = \ln 1,5 = 0,40 \quad (2.52)$$

$$\varphi_{l,2 \rightarrow 4} = \ln \frac{l_4}{l_2} = \ln \frac{2l_0}{1,5l_0} = \ln \frac{2}{1,5} = 0,29 \quad (2.53)$$

$$\varphi_{l,\text{ges},2\text{ Stufen}} = \varphi_{l,0 \rightarrow 2} + \varphi_{l,2 \rightarrow 4} = 0,69 = \varphi_{l,\text{ges},1\text{ Stufe}} \quad (2.54)$$

Formänderung in vier Stufen ($0 \rightarrow 1; 1 \rightarrow 2; 2 \rightarrow 3; 3 \rightarrow 4$):

$$\varepsilon_{l,0 \rightarrow 1}^{\text{pl}} = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{l_1 - l_0}{l_0} = \frac{1,25l_0 - l_0}{l_0} = 0,25 \quad (2.55)$$

$$\varepsilon_{l,1 \rightarrow 2}^{\text{pl}} = \frac{\Delta l}{l_1} = \frac{l_2 - l_1}{l_1} = \frac{1,5l_0 - 1,25l_0}{1,25l_0} = 0,2 \quad (2.56)$$

$$\varepsilon_{l,2 \rightarrow 3}^{\text{pl}} = \frac{\Delta l}{l_2} = \frac{l_3 - l_2}{l_2} = \frac{1,75l_0 - 1,5l_0}{1,5l_0} = 0,166 \quad (2.57)$$

$$\varepsilon_{l,3 \rightarrow 4}^{\text{pl}} = \frac{\Delta l}{l_3} = \frac{l_4 - l_3}{l_3} = \frac{2l_0 - 1,75l_0}{1,75l_0} = 0,143 \quad (2.58)$$

$$\varepsilon_{l,\text{ges},\text{4 Stufen}}^{\text{pl}} = \varepsilon_{l,0 \rightarrow 1}^{\text{pl}} + \varepsilon_{l,1 \rightarrow 2}^{\text{pl}} + \varepsilon_{l,2 \rightarrow 3}^{\text{pl}} + \varepsilon_{l,3 \rightarrow 4}^{\text{pl}} = 0,76 \neq \varepsilon_{l,\text{ges},\text{1 Stufe}}^{\text{pl}} \quad (2.59)$$

$$\varphi_{l,0 \rightarrow 1} = \ln \frac{l_1}{l_0} = \ln \frac{1,25l_0}{l_0} = \ln 1,25 = 0,223 \quad (2.60)$$

$$\varphi_{l,1 \rightarrow 2} = \ln \frac{l_2}{l_1} = \ln \frac{1,5l_0}{1,25l_0} = \ln 1,2 = 0,182 \quad (2.61)$$

$$\varphi_{l,2 \rightarrow 3} = \ln \frac{l_3}{l_2} = \ln \frac{1,75l_0}{1,5l_0} = \ln 1,166 = 0,154 \quad (2.62)$$

$$\varphi_{l,3 \rightarrow 4} = \ln \frac{l_4}{l_3} = \ln \frac{2l_0}{1,75l_0} = \ln 1,143 = 0,134 \quad (2.63)$$

$$\varphi_{l,\text{ges},\text{4 Stufen}} = \varphi_{l,0 \rightarrow 1} + \varphi_{l,1 \rightarrow 2} + \varphi_{l,2 \rightarrow 3} + \varphi_{l,3 \rightarrow 4} = 0,69 = \varphi_{l,\text{ges},\text{1 Stufe}} \quad (2.64)$$

Es folgt also:

Der Gesamtumformgrad φ_{ges} ist im Gegensatz zur plastischen Gesamtdehnung $\varepsilon_{\text{ges}}^{\text{pl}}$ unabhängig von der Zahl der Umformstufen. Diese plastische Gesamtdehnung nähert sich mit steigender Zahl der Umformstufen dem Gesamtumformgrad an (Abb. 2.56). In der Darstellung entsprechen die jeweilig

schraffierten Flächen der plastischen Gesamtdehnung ε_{ges}^{pl} der einzelnen Stufen aus dem obigen Rechenbeispiel. Je mehr Stufen der Zugversuch enthält, desto näher kommt der treppenartige Verlauf für ε_{ges}^{pl} dem Gesamtumformgrad φ_{ges} . Bei unendlich vielen Schritten entspricht die schraffierte Fläche (ε_{ges}^{pl}) der hellgrauen Fläche (φ_{ges}), also:

$$\int_{l_0}^{2l_0} \frac{1}{x} dx = \ln x \Big|_{l_0}^{2l_0} = \ln 2 = 0,69. \quad (2.65)$$

zu 2. (S.59): *Summe der Hauptformänderungen gleich null*

Ein quaderförmiger Körper mit den Ausgangsmaßen l_0, b_0, h_0 entsprechend Abb. 2.57 wird durch eine Stauchoperation in einen quaderförmigen Körper mit den Maßen l_1, b_1, h_1 – unter der Annahme einer parallelepipedischen Verformung, d.h., die Seitenflächen sind vor und bleiben nach der Umformung eben – umgeformt. Aufgrund der Volumenkonstanz bei plastischer Verformung fester Körper gilt:

$$V_0 = V_1 \Rightarrow l_0 \cdot h_0 \cdot b_0 = l_1 \cdot h_1 \cdot b_1 \quad (2.66)$$

$$\Rightarrow \frac{l_1}{l_0} \cdot \frac{h_1}{h_0} \cdot \frac{b_1}{b_0} = 1. \quad (2.67)$$

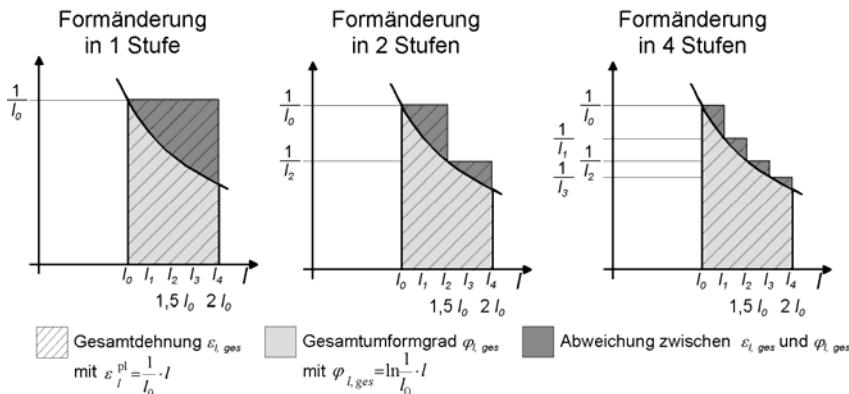


Abb. 2.56 Grafische Darstellung der Gesamtformänderungen

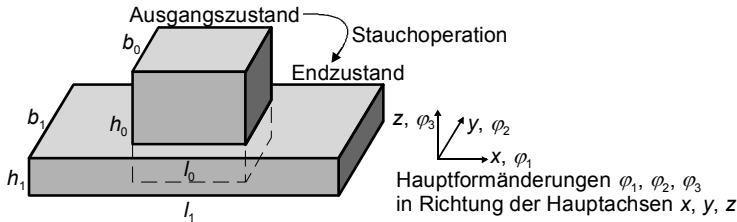


Abb. 2.57 Stauchen eines quaderförmigen Körpers und Zuordnung der drei Hauptformänderungen $\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$ zu den drei Raumrichtungen x, y, z

Wird dieser Ausdruck logarithmiert, ergibt sich:

$$\ln\left(\frac{l_1}{l_0} \cdot \frac{h_1}{h_0} \cdot \frac{b_1}{b_0}\right) = \ln \frac{l_1}{l_0} + \ln \frac{h_1}{h_0} + \ln \frac{b_1}{b_0} = \ln 1 = 0 \quad (2.68)$$

$$\Rightarrow \varphi_x + \varphi_y + \varphi_z = \varphi_l + \varphi_b + \varphi_h = \varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3 = 0. \quad (2.69)$$

mit $\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$ gleich logarithmische Hauptformänderungen in Richtung der drei Hauptachsen.

Es folgt also:

Sind zwei Hauptformänderungen bekannt, kann die dritte einfach aus der obigen Beziehung ermittelt werden.

zu 3.: Bestimmung der betragsmäßig größten Formänderung φ_{max}
am Beispiel des Zugversuchs (Beispiel 1, Abb. 2.58) und Drahtziehens (Beispiel 2, Abb. 2.59)

Beispiel 1: Zugversuch

Für die Hauptumformgrade gilt nach der Volumenkonstanz:

$$\varphi_l + \varphi_b + \varphi_s = 0 \quad (2.70)$$

$$\Rightarrow \varphi_{max} = \varphi_l = -(\varphi_b + \varphi_s). \quad (2.71)$$

$\varphi_l > 0 \Rightarrow$ Längenzunahme

$\varphi_b < 0 \Rightarrow$ Breitenabnahme

$\varphi_s < 0 \Rightarrow$ Dickenabnahme

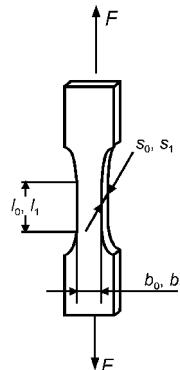


Abb. 2.58 Formänderungen am Beispiel des Flachzugversuchs

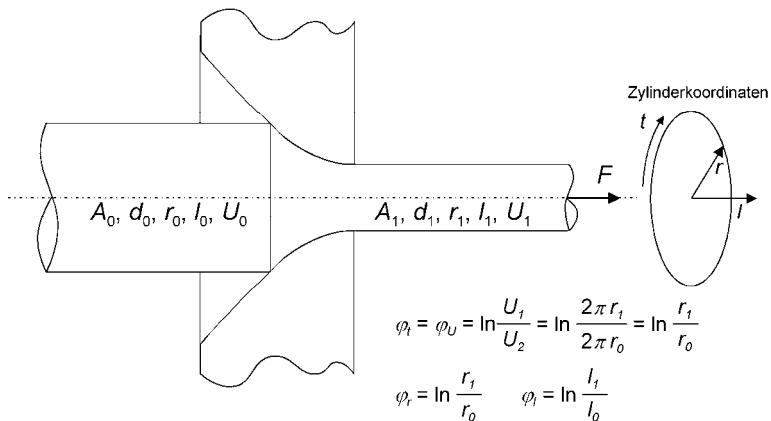


Abb. 2.59 Formänderungen am Beispiel des Drahtziehens

Beispiel 2: Drahtziehen

Daraus ergibt sich:

$$\varphi_l + \varphi_r + \varphi_t = 0 \quad (2.72)$$

$$\Rightarrow \ln \frac{l_1}{l_0} + \ln \frac{r_1}{r_0} + \ln \frac{r_1}{r_0} = \ln \frac{l_1}{l_0} + 2 \ln \frac{r_1}{r_0} = 0 \quad (2.73)$$

$$\Rightarrow \varphi_{\max} = \varphi_l = -2 \ln \frac{r_1}{r_0} = -\ln \frac{r_1^2}{r_0^2}. \quad (2.74)$$

Da beim Drahtziehen eine Querschnittsänderung einfacher zu bestimmen ist als die Längenänderung, erfolgt die Berechnung von φ auch über den Querschnitt A :

$$A = \pi \cdot r^2 \Rightarrow r^2 = \frac{A}{\pi}, \quad (2.75)$$

$$\Rightarrow \varphi_l = \varphi_{\max} = -\ln \frac{r_l^2}{r_0^2} = -\ln \frac{A_l}{A_0} = \ln \frac{A_0}{A_l}. \quad (2.76)$$

■

2.3 Umformgeschwindigkeit

Die Umformgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ ist die zeitliche Ableitung des Umformgrads φ und folglich definiert als:

$$\dot{\varphi} = \frac{d\varphi}{dt}. \quad (2.77)$$

Mit der Definition für den Umformgrad φ und der Bedingung, dass φ beispielsweise im Stauchversuch eine Funktion der Höhe h und h wiederum eine Funktion der Zeit t ist, gilt:

$$\frac{d\varphi}{dt} = \frac{d\varphi(h(t))}{dt} = \frac{d\varphi}{dh} \cdot \frac{dh}{dt} \text{ (Kettenregel)}. \quad (2.78)$$

Für den einachsigen Spannungszustand folgt mit v als jeweilige Werkzeuggeschwindigkeit und h als jeweilige Probenhöhe:

$$\dot{\varphi} = \frac{d\varphi}{dt} = \frac{d(\ln h - \ln h_0)}{dh} \cdot \frac{dh}{dt} = \frac{1}{h} \cdot v = \frac{v}{h}. \quad (2.79)$$

Typische Werkzeuggeschwindigkeiten und weitere Maschinendaten verschiedener Umformmaschinen zeigt Tabelle 2.5.

Tabelle 2.5 Werkzeuggeschwindigkeit, Umformgeschwindigkeit und Druckberührzeit verschiedener Maschinen zum Gesenkschmieden (nach /Doe77/)

		Hammer	Spindelpresse	Exzenterpresse	hydr. Presse
Auftreffgeschwindigkeit [m/s]		5–6	0,5–0,9	ca. 0,7 (20 mm v.u.U.)	bis 0,25
Umformgeschwindigkeit [1/s] (homogenes Stauchen)		50–300	5–45	7–35	bis 8
Druckberührzeit (mittlerer Wert)	[ms]	10	70	80	ca. 600
max. Hubzahl	[1/min]	60–120	2–40	70–90	bis 30
max. Nennkraft	[kN]		315.000	160.000	650.000
max. Arbeitsvermögen	[kNm]	630			

2.4 Fließkurven und Aufnahmeverfahren

Fließkurven stellen den Zusammenhang zwischen der Fließspannung k_f , auch wahre Spannung genannt, und dem Umformgrad φ grafisch dar. Dieser Zusammenhang bildet die Grundlage für die Ermittlung der Umformkraft und Umformarbeit, aber auch zur Ermittlung von Spannungen, Formänderungen etc. Sie charakterisieren das Werkstoffverhalten bei der Umformung im plastischen Bereich. Abb. 2.1, S.15, stellt die Spannungs-Dehnungs-Kurve und die Fließkurve gegenüber.

Definition Fließspannung:

Die Fließspannung k_f ist die Spannung, die im einachsigen, homogenen Spannungszustand plastische Verformung eines Werkstoffs einleitet bzw. aufrechterhält.

Zur Bestimmung von Fließspannungen gibt es zahlreiche Verfahren /Kra62, Vat63, Pan64, Fro65, Pan72, NN72, Pöh81/ (Abb. 2.60). Für die Vielzahl der Aufnahmeverfahren können zwei Gründe genannt werden:

- Den technischen Vorgang durch ein technologisches Prüfverfahren möglichst ähnlich nachzubilden.
- Insbesondere im Bereich der Blechwerkstoffe treten teilweise extreme Anisotropiewerte auf. Diese werden durch die Rückführung des im Allgemeinen mehrdimensionalen Beanspruchungszustands auf den eindimensionalen Spannungszustand bzw. auf die Vergleichsspannung σ_v durch die klassischen Hypothesen (Tresca, v. Mises) nicht erfasst. So sind auch die

neueren Verfahren wie der hydraulische Tiefungsversuch für den Bodenbereich beim Tiefziehen (Streck-Streck-Bearbeitung), der Kreuzzugversuch für das Materialverhalten am Auslauf der Stempelkantenrundung (ebener Dehnungszustand) und der Ziehstauchversuch für den Flanschbereich beim Tiefziehen (Zug-Druck-Bearbeitung) entwickelt worden.

Diese Aufnahmeverfahren erlauben es die Hypothesen von Hill, Hosford und anderen, welche die Anisotropie berücksichtigen, zu überprüfen.

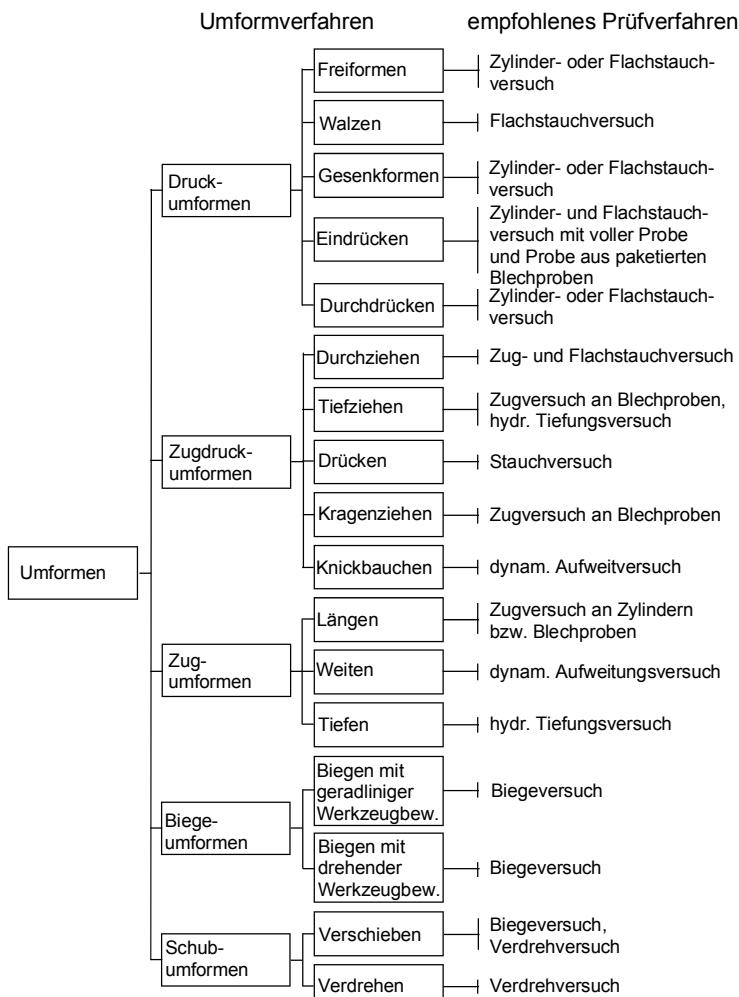


Abb. 2.60 Empfohlene Prüfverfahren zur Aufnahme von Fließkurven für den jeweiligen Umformvorgang /Doe86/

In Abb. 2.61 sind die Anwendungsbereiche der Prüfverfahren aufgezählt.

Prüfverfahren		Beanspruchungs- und Formänderungszustand	Anwendungsbereich			Probenform und -abmessungen	Versuchsdurchführung und -auswertung
			Umformgrad φ_{max}	Umformgeschwindigk. $\dot{\varphi} \text{ s}^{-1}$	Temperatur °C		
Stauchversuch	"einachsig"	nahezu einachsiger Druck; Querspannungen weitgehend ausgeschaltet	0,8 bis 1	10^3 bis 10^3	20 bis 1300	zylindrisch	einfach
	mit Berücksichtigung des Spannungszustandes	mehrachsig; rechnerische Berücksichtigung der Querspannungen		10^3 bis 10^3	20 bis 1300	zylindrisch	wegen notwendiger Ermittlung des Ausbauchungsradius umständlich; Annahmen zur Berechnung schränken evtl. Genauigkeit ein
	auf Reibungsfreiheit extrapoliert	mehrachsig		10^3 bis 10^3	20 bis 1300	zylindrisch	aufwendig
	Kegelstauchversuch	einachsiger Druck; Querspannungen durch Kompensation der Reibung ausgeschaltet	0,8 bis 1	10^3 bis 10^3	20 bis 1300	zylindrisch mit kegeligen Ein-drehungen	Anpassen des Kegelwinkels an den Reibungskoeffizienten (speziell bei höheren Temperaturen)
Zugversuch	Flachstauchversuch	dreiachsiger Spannungszustand, ebener Formänderungszustand	2	bis 10^3	20 bis 1300	flach	einfach
	einachsig (bis zur Gleichmaßdehnung)	einachsiger Zug, keine Reibung	0,3	10^3 bis 10 (bis 10^3 bei Schlagzugversuch)	20 bis 1300	zylindrisch, flach	einfach, aber infolge Fehlens einer geeigneten Vorrichtung zur Messung großer Dehnungen u.U. ungenau; große Meßlängen anstreben
	im Bereich der Einschnürung	mehrachsig	0,8 bis 1	(nicht konstant)	20	zylindrisch, flach	wegen notwendiger Ermittlung des Einschnürradius umständlich; Annahmen zur Berechnung schränken evtl. Genauigkeit ein
	an vorverfestigten Proben	einachsiger Zug	1		20	zylindrisch, flach	aufwendig
Verdrehversuch	hydr. Tiefungsversuch	zweiachsiger Zug	0,6 bis 0,8		20	Blechronde	
	dynamischer Aufweitversuch		0,5	5 bis 3×10^3	20	Rohr	nur bei elektrisch leitenden Werkstoffen
	Verdrehversuch	reine Schubbeanspruchung, ebener Formänderungszustand; ungleichmäßige Verteilung der Formänderungen im Querschnitt	5	10^4 bis 30	20 bis 1300	zylindrisch (rohrförmig)	
querkraftfreier Biegeversuch	ebener Formänderungszustand; ungleichmäßige Verteilung der Formänderungen im Biegequerschnitt	gering			20	Blech	Versuchsdurchführung einfach; rechnerische Auswertung ergibt unsichere Ergebnisse

Abb. 2.61 Anwendungsbereiche der Aufnahmeverfahren /Doe86/

Tabelle 2.6 Auswahlkriterien für das Umformverfahren: Umformgrad, Umformgeschwindigkeit, Temperaturzunahme beim Umformen /Doe86/

		Umformgrad φ	Werkzeuggeschwindigkeit v [m/s]	Umformgeschwindigkeit [s^{-1}]	Temperaturzunahme Δv [K]
Walzen	kalt		bis 30	10^1 - 10^3 (Kaltband)	bis 300 (Stahl)
	warm	bis 0,7 (Stichabnahme)	bis 30 (Warmbreitband), bis 70 (Draht)	10 (Blockwalzen), bis 10^2 (Warmband) bis $5 \cdot 10^2$ (Draht)	
Ziehen					bis 400 (Stahl)
Strangpressen		bis 5			
Fließpressen	Stahl NE-Metalle				bis 300
Stauchen	kalt				bis 150 (Stahl)
	warm				
Gesenkschmieden	Hammer mech. Presse	Stück Grat	bis 1,5 bis 1,5	bis 6 bis 1	bis 10^3 bis $3 \cdot 10^3$ bis 10^2 bis $3 \cdot 10^2$

Abb. 2.62 zeigt eine Gegenüberstellung von Fließkurven, die mit unterschiedlichen Verfahren aufgenommen wurden und mit den Hypothesen nach v. Mises und Tresca ausgewertet worden sind /Kra62/.

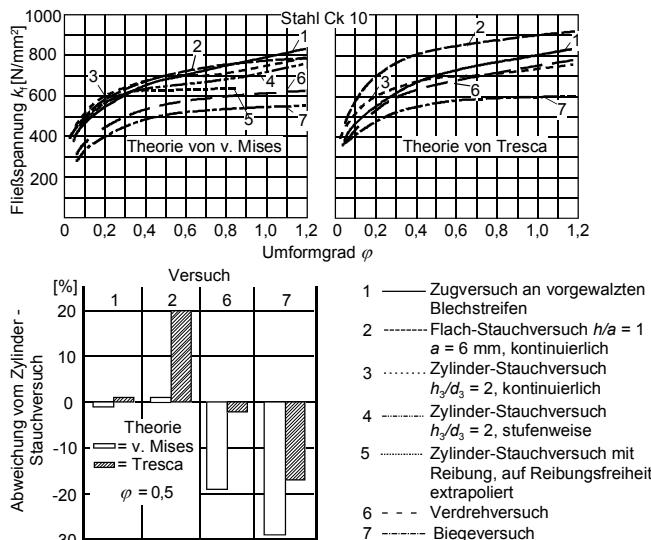
**Abb. 2.62** Einfluss des Prüfverfahrens auf die Fließkurve /Kra62/

Tabelle 2.7 Verfahren zur Aufnahme von Fließkurven

Zugversuch zur Aufnahme von Fließkurven	Stauchversuch zur Aufnahme von Fließkurven	Belastungsangepasste Verfahren zur Aufnahme von Fließkurven (Kap. 3.4)
- Klassischer Zugversuch	- Kegelstauchversuch nach Siebel und Pomp	- Hydraulische Tiefung
- Zugversuch nach Siebel und Bridgmann	- Plastometer	- Kreuzzugversuch
- Zugversuch nach Reihle		- Ziehstauchversuch
- Zugversuch an vorgewalzten Blechproben		

Die Prüfverfahren liefern keine übereinstimmenden Ergebnisse, weil die jeweiligen Voraussetzungen nur teilweise erfüllt sind. So ist ein homogener Spannungszustand z.B. beim Zylinderstauchversuch nur bis zu kleinen Umformgraden vorhanden. Schließlich ergeben sich, wie erwähnt bei mehrachsigen Spannungszuständen, wegen der unterschiedlichen Anisotropiewerte unterschiedliche Ergebnisse, je nach der Fließbedingung zur Ermittlung von $\sigma_V, \varphi_V, \dot{\varphi}_V$. Bei den Hypothesen nach Hill und Hosford u.a. wird die Anisotropie berücksichtigt

2.4.1 Klassischer Zugversuch

Bei der Aufnahme der Fließkurve mit dem klassischen Zugversuch wird die Probe zum Beispiel bis zum Punkt 1 belastet, nach der Entlastung der Probe erfolgt die Vermessung des Gleichmaßquerschnitts.

Aus diesen Werten kann die Formänderungsfestigkeit am Punkt 1 berechnet werden:

$$k_{fl}(\varphi_{l,1}) = \frac{F_1}{A_1} \quad (2.80)$$

$$\varphi_{l,1} = \ln \frac{l_1}{l_0} = \ln \frac{A_0}{A_1} \quad (2.81)$$

Die drei aufgeführten Messwerte können durch weitere ergänzt werden.

Der Nachteil dieses Verfahrens besteht darin, dass die Fließkurve nur bis zum Ende der Gleichmaßdehnung messtechnisch ermittelt werden kann.

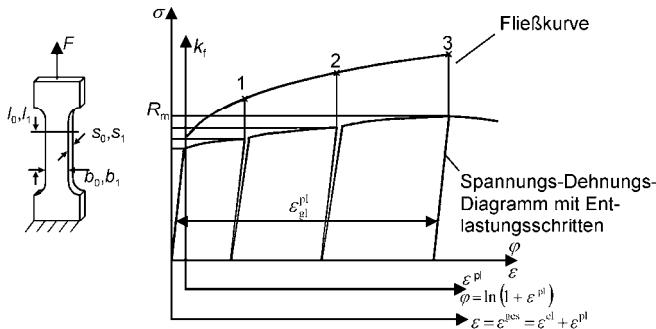


Abb. 2.63 Zugversuch nach Siebel

Tabelle 2.8 Auswertung des Zugversuchs

Δl [mm]	F [kN]	l_1 [mm]	A_1 [mm 2]	k_f [kN/mm 2]	φ_v [-]
2,5	5,548	27,5	17,515	0,316	0,095
3,75	5,8	28,75	16,810	0,345	0,14
5,0	5,9	30,0	16,11	0,366	0,182

Beispiel: Auswertung des Zugversuchs an einer Blechprobe aus DC04 (St1403)

Länge der Probe $l_0 = 25,0$ mm
Blechdicke $s_0 = 0,965$ mm

Blechbreite $b_0 = 20,03$ mm
Fläche $A_0 = 19,33$ mm 2

$$\text{Fläche } A_1 = \frac{A_0 \cdot l_0}{l_1} \quad (2.82)$$

Erreichbare Formänderungen für unterschiedliche Werkstoffe:

$$\varphi_{\text{gl}}; \quad \varphi_{\text{gl}} = \ln(\varepsilon_{\text{gl}}^{\text{pl}} + 1) \quad (2.83)$$

$$\text{DC04 (St14.03)} \Rightarrow \quad \varphi_{\text{gl}} = 0,2 - 0,25 \quad \text{V2A} \Rightarrow \quad \varphi_{\text{gl}} = 0,35 - 0,45$$

$$\text{Al 99.5} \Rightarrow \quad \varphi_{\text{gl}} = 0,2 - 0,3 \quad \text{CuZn 37} \Rightarrow \quad \varphi_{\text{gl}} = 0,35 - 0,45$$

$$\text{Al Mg 1} \Rightarrow \quad \varphi_{\text{gl}} = 0,18 - 0,25$$

Bei technischen Prozessen treten aber plastische Formänderungen auf, die weit über die Gleichmaßdehnung ε_{gl} , nach Abb. 2.63 hinausgehen, z.B. kann beim Rückwärtskaltfließpressen die maximale Formänderung $\varphi = 1,2 - 1,6$ betragen. ■

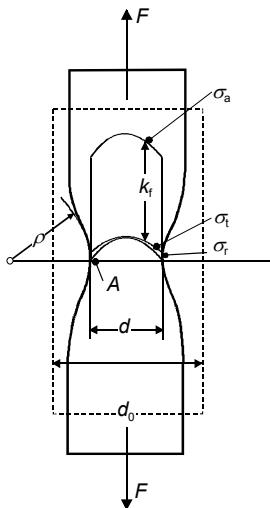


Abb. 2.64 Zugversuch an einer Rundprobe nach Siebel unter Berücksichtigung des Einschnürbereichs /Sie44/

2.4.2 Zugversuch nach Siebel

Dieses Verfahren wurde entwickelt, um die Fließkurve über die Gleichmaßdehnung hinaus messtechnisch zu erfassen und zwar durch Berücksichtigung des Einschnürbereichs.

Zum Zeitpunkt der Einschnürung liegt ein dreiachsiger Spannungszustand in der Einschnürzone vor. Neben der Axialspannung σ_a tritt eine Radialspannung σ_r und eine Tangentialspannung σ_t auf (Abb. 2.64).

Die Fließspannung im Einschnürquerschnitt der zylindrischen Zugprobe haben Siebel und Schwaigerer abgeleitet und kommen zu folgendem Ergebnis /Sie44/:

$$k_f = \frac{F}{\frac{A}{r}} = \frac{F}{\frac{A}{d}} \cdot \frac{d}{1 + \frac{4 \cdot \rho}{8 \cdot \rho}} \quad (2.84)$$

F : Kraft im Einschnürbereich

A : Querschnittsfläche im Einschnürbereich

r : senkrechter Abstand von der Stabachse zur Mantellinie im engsten Querschnitt der verformten Zugprobe

d : Probendurchmesser im engsten Querschnitt der verformten Zugprobe

ρ : Krümmungsradius der Mantellinie

d_0 : Ausgangsdurchmesser der Probe

Durch Bridgman wurde die Beziehung für k_f für den Einschnürbereich weiter verfeinert /Bri44/:

$$k_f = \frac{\frac{F}{A}}{\left(1 + \frac{4 \cdot \rho}{d}\right) \cdot \ln\left(1 + \frac{d}{4 \cdot \rho}\right)}. \quad (2.85)$$

Für den Umformgrad verwenden die Autoren die gleiche Beziehung. Sie basiert auf den Gln. (2.81) und (2.82):

$$\varphi_l = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) = \ln\left(\frac{A_0}{A}\right). \quad (2.86)$$

A_0 : Ausgangsquerschnitt der Zugprobe A : kleinster Probenstabquerschnitt

Damit kann die Fließkurve punktweise nach dem gleichen Verfahren wie in Abb. 2.63 ermittelt werden. Für unterschiedliche Blechwerkstoffe ergeben sich die in Abb. 2.65 wiedergegeben Werte /Lan74/.

Die vollen Symbole in der Mitte der Kurven zeigen das Ende der Gleichmaßdehnung an. Volle Symbole am Ende der Kurve sind Messpunkte, die an den gebrochenen Proben ermittelt wurden. Die ermittelten Kurven sehen realistisch aus und reichen bis zu Umformgraden von $\varphi = 1$.

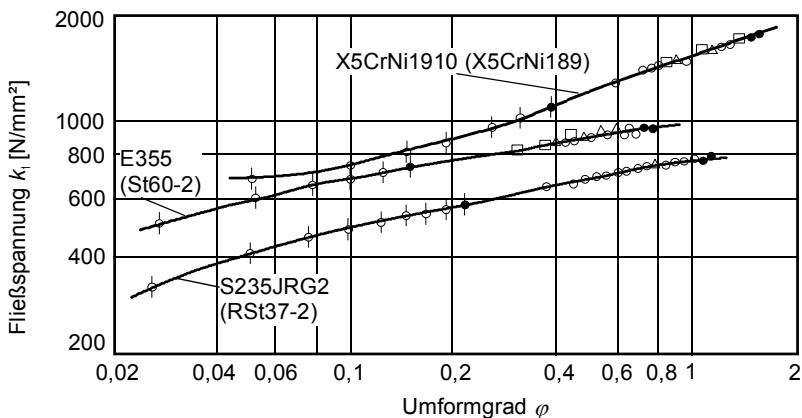


Abb. 2.65 Fließkurven für die Stähle X5CrNi1910 (X5CrNi189), E355 (St60-2) und S235JRG2 (RSt37-2) /Lan74/

2.4.3 Auswertung der Breiteneinschnürung bei einer Flachzugprobe

Den Berechnungen von /Vog03/ ist Folgendes vorauszustellen:

1. Beim Flachzugversuch ergibt sich meist ein schräg verlaufender Riss (Richtung max. Schubspannung).
2. Neben der Breiteneinschnürung tritt im Rissbereich auch eine Dickeneinschnürung ein, auch wenn diese relativ gering ist.
3. Der Ansatz vernachlässigt diese Dickeneinschnürung und gilt nur für $s = \text{konst}$.
4. Bei den optischen Auswertemethoden wird die Veränderung der Probendicke mit berücksichtigt, sie kann zumindest aus den Längen und Breitenverformungen berechnet werden. Dazu ist die Ausmessung des aufgebrachten Rasters im Bereich der engsten Breiteneinschnürung erforderlich. Hierzu muss stufenweise gezogen und optisch ausgewertet werden.

Von Vogl /Vog03/ wurde der folgende Berechnungsansatz für den Einschnürbereich einer Flachprobe zur Berechnung der Fließkurve aufgestellt. Betrachtet wird dabei ein infinitesimales Element im Bereich der Breiteneinschnürung einer Flachzugprobe. Das horizontale Kräftegleichgewicht unter Vernachlässigung der Dickeneinschnürung ($s = \text{konst}$) am differenziellen Element lautet:

$$\left(dl + \frac{dl}{R} \cdot dr \right) \cdot \left(\sigma_r + \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} \cdot dr \right) = \sigma_r \cdot dl + (\sigma_l \cdot \sin \alpha) \cdot dr + (\sigma_l \cdot \sin \alpha) \cdot dr \quad (2.87)$$

$$\left(dl + \frac{dl}{R} \cdot dr \right) \cdot \left(\sigma_r + \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} \cdot dr \right) = \sigma_r \cdot dl + 2 \cdot \sigma_l \cdot dr \cdot \sin \alpha . \quad (2.88)$$

Berücksichtigt man die Beziehung:

$$\sin \alpha = \alpha \quad (\text{für kleine Winkel}) \quad (2.89)$$

dann folgt

$$\left(dl + \frac{dl}{R} \cdot dr \right) \cdot \left(\sigma_r + \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} \cdot dr \right) = \sigma_r \cdot dl + \frac{\sigma_l \cdot dr \cdot dl}{R} . \quad (2.90)$$

Die linke Seite wird ausmultipliziert:

$$dl \cdot \sigma_r + dl \cdot \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} \cdot dr + \frac{dl}{R} \cdot dr \cdot \sigma_r + \frac{dl}{R} \cdot dr \cdot \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} \cdot dr = \sigma_r \cdot dl + \frac{\sigma_l \cdot dr \cdot dl}{R} . \quad (2.91)$$

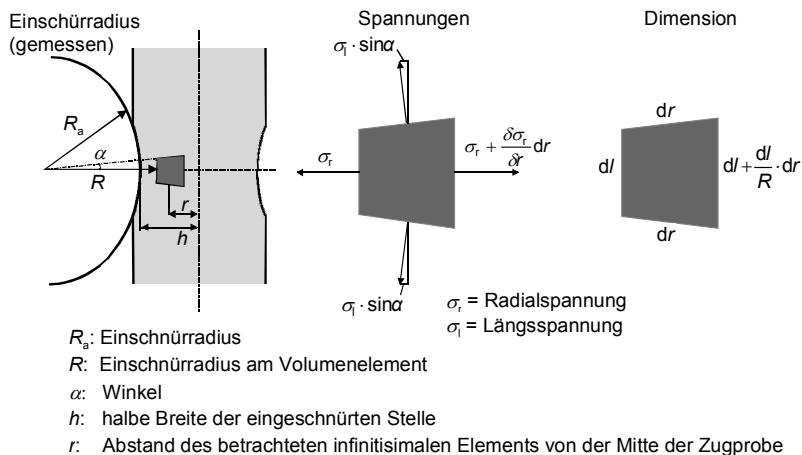


Abb. 2.66 Einschnürung einer Flachprobe und differenzielles Element aus der Probe /Vog03/

Subtraktion von $(dl \cdot \sigma_r)$ und Division durch $(dl \cdot dr)$ ergibt:

$$\left(\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} \right) + \left(\frac{\sigma_r}{R} \right) + \left(\frac{\partial \sigma_r \cdot dr}{R \cdot \partial r} \right) = \frac{\sigma_l}{R}. \quad (2.92)$$

Weiterhin können Größen zweiter Ordnung vernachlässigt werden:

$$\partial \sigma_r \cdot dr \approx 0. \quad (2.93)$$

Somit ergibt sich das vereinfachte Gleichungssystem zu:

$$R \cdot \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \sigma_r = \sigma_l. \quad (2.94)$$

Es gilt die Beziehung von Tresca

$$k_f = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} = \sigma_l - \sigma_r. \quad (2.95)$$

Setzt man Gl. (2.92) in Gl. (2.93) ein, dann gilt:

$$k_f = R \cdot \frac{d\sigma_r}{dr}. \quad (2.96)$$

Die Gleichung wird nach $\partial\sigma_r$ aufgelöst. Es ergibt sich:

$$d\sigma_r = \frac{k_f}{R} \cdot dr . \quad (2.97)$$

Die Integration beider Seiten des Gleichungssystems führt zu:

$$\int d\sigma_r = \int \frac{k_f}{R} \cdot dr \quad (2.98)$$

und somit zu:

$$\sigma_r = \int \frac{k_f}{R} \cdot dr . \quad (2.99)$$

Die Geometrie der Einschnürung wird von Siebel und Schwaigerer für Rundproben als Einschnürradius beschrieben. Vogl trifft die Annahme, dass die Geometrie der Breiteneinschnürung für bestimmte Werkstoffe auch auf Flachzugproben übertragbar ist:

$$R = R_a \cdot \left(\frac{h}{r} \right)^n . \quad (2.100)$$

R_a : Radius der Einschnürung (gemessen)

h : halbe Breite der eingeschnürten Stelle

r : Abstand des betrachteten infinitesimalen Elements von der Mitte der Zugprobe

R : Einschnürradius am betrachteten infinitesimalen Element

n : Exponent

Betrachtet man in einer Längsprobe ein infinitesimal kleines Element, dann wird die Annahme getroffen, dass die Spannungsverhältnisse der Einschnürung der Rundprobe auf die Flachzugprobe übertragbar sind. Somit erhält man:

$$\sigma_r = \left(\frac{k_f}{R_a \cdot h^n} \right) \cdot \int_0^h r^n \cdot \partial r . \quad (2.101)$$

Daraus folgt:

$$\sigma_r = \left(\frac{k_f}{R_a \cdot h^n} \right) \cdot \left(\frac{h^{(n+1)}}{(n+1)} - \frac{r^{(n+1)}}{(n+1)} \right) = \left(\frac{k_f}{R_a \cdot h^n} \right) \cdot \frac{h^{(n+1)} - r^{(n+1)}}{(n+1)} \quad (2.102)$$

$$\sigma_l = k_f + \sigma_r \quad (2.103)$$

$$\Rightarrow \sigma_l = k_f + \left(\frac{k_f}{R_a \cdot h^n} \right) \cdot \frac{h^{(n+1)} - r^{(n+1)}}{(n+1)} = k_f + \frac{k_f \cdot (h^{(n+1)} - r^{(n+1)})}{R_a \cdot h^n \cdot (n+1)}. \quad (2.104)$$

Die Längsspannung σ_l ist in der Mitte der Zugprobe maximal, d.h. bei $r = 0$:

$$\sigma_{l,\max} = k_f \cdot \left(1 + \frac{1}{R_a \cdot h^n} \cdot \frac{h^{(n+1)} - 0^{(n+1)}}{n+1} \right) = k_f \cdot \left(1 + \frac{1}{R_a \cdot h^n} \cdot \frac{h^{(n+1)}}{n+1} \right) \quad (2.105)$$

$$\Rightarrow \sigma_{l,\max} = k_f \cdot \left(1 + \frac{1}{R_a} \cdot \frac{h}{n+1} \right). \quad (2.106)$$

Nach Siebel und Schwaigerer kann bei der Untersuchung der Spannungsverhältnisse an Einschnürungen stets mit $n = 1$ gerechnet werden.

Somit ergibt sich für das Gleichungssystem:

$$\sigma_{l,\max} = k_f \cdot \left(1 + \frac{1}{R_a} \cdot \frac{h}{2} \right) = k_f \cdot \left(1 + \frac{h}{R_a} \cdot \frac{1}{2} \right) \quad (2.107)$$

$$k_f = \frac{\sigma_{l,\max}}{\left(1 + \frac{h}{R_a} \cdot \frac{1}{2} \right)} = \frac{\sigma_{l,\max}}{1 + \frac{h}{2 \cdot R_a}}. \quad (2.108)$$

Eine Erweiterung mit $2R_a$ und unter Berücksichtigung von $h = b/2$ ergibt:

$$k_f = \sigma_{l,\max} \cdot \frac{2 \cdot R_a}{2 \cdot R_a + \frac{b}{2}}. \quad (2.109)$$

Daraus folgt:

$$k_f = \sigma_{l,\max} \cdot \frac{4 \cdot R_a}{4 \cdot R_a + b}. \quad (2.110)$$

Ermittlung der Fließspannung mithilfe optischer Methoden:

Die Probe wird mit einem stochastischen Muster versehen. Mit einem Kamera-System wird während des Zugversuchs die Verzerrung des Musters optisch erfasst. Vor und während einer Belastung bzw. Deformation können digitale Stereobilder aufgenommen werden, welche im Rechner anschließend zu Dehnungen und Verschiebungen verarbeitet werden. Dabei wird das Messobjekt dreidimensional im Initialzustand und in den folgenden Aufnahmen während des Versuchs erkannt. Es ergeben sich Bilder wie sie von Finite Elemente Berechnungen bekannt sind. Im Bereich homogener Verformungen gilt:

$$k_f = \sigma_l = \frac{F}{A} = \frac{F}{b \cdot s} = \frac{F}{b_0 \cdot e^{\varphi_b} s_0 \cdot e^{\varphi_s}}. \quad (2.111)$$

Die Prüfkraft F wird auf einen Probenquerschnitt A bezogen, der aus den gemessenen Formänderungen φ_b und φ_s einer Einzelfacetten berechnet wird. Wendet man Gl. (2.111) auf jede Facette eines Zeitschritts einer Dehnungsmessung mit dem Aufnahmesystem nach dem 3D-Rasterverfahren an, lässt sich das Ergebnis entsprechend Abb. 2.67 darstellen.

Ab Erreichen der Höchstkraft ist die Verformung der Probe nicht mehr homogen. Da alle Fenster unabhängig von einander betrachtet werden, steigen die Formänderungen der Fenster in der Einschnürzone, während die Fenster außerhalb der Einschnürzone konstante Dehnungen aufweisen.

Für die Berechnung einer Fließspannung sind nur die Facetten von Interesse, die Fließen aufweisen. Die weitere Betrachtung muss sich auf Bereiche beschränken, die bis zum Ende der Messung verformt werden. Deshalb wird die Betrachtung auf die Fenster angewendet, die in den einzelnen Aufnahmen die höchsten Formänderungswerte aufweisen.

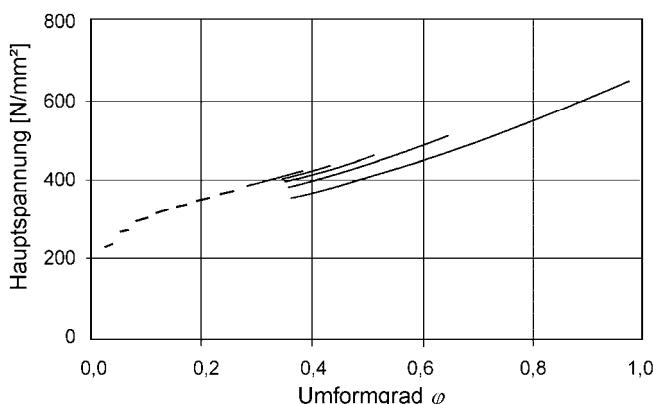


Abb. 2.67 Hauptspannung in Probenlängsrichtung, DC04, 0° zur WR, Betrachtung aller Facetten /Vog03/

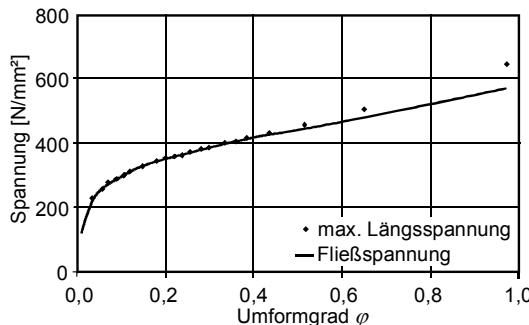


Abb. 2.68 Fließkurve, DC04, 0° zur WZ, Berechnung nach VOGL /Vogl03/

Bei Anwendung der Gl. (2.110) auf die maximalen Hauptspannungen in Probenlängsrichtung, erhält man die formänderungsabhängige Fließspannung. Sie ist im Vergleich zur maximalen Längsspannung in Abb. 2.68 dargestellt.

2.4.4 Zugversuch nach Reihle

Beim Zugversuch nach Reihle wird davon ausgegangen, dass sich die Fließkurven von im Originalzustand unverfestigten, unlegierten und niedrig legierten Stählen bei Raumtemperatur durch folgende Potenzfunktion darstellen lassen /Nad27/. (Etwa 80% der verfügbaren Stähle, können durch diese Potenzfunktion dargestellt werden.)

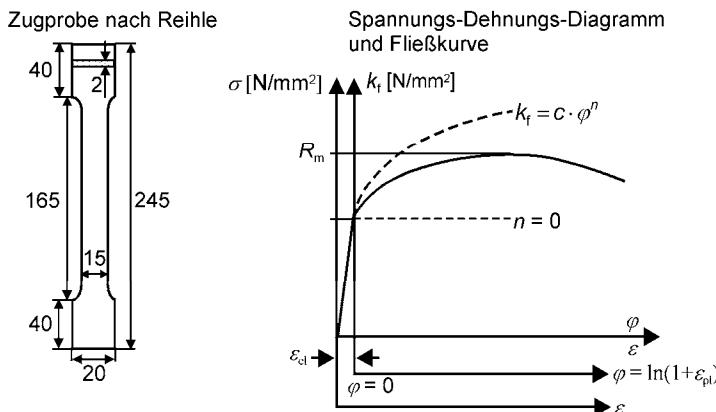


Abb. 2.69 Flachzugprobe von Reihle /Rei61/

$$k_f = c \cdot \varphi^n \quad (2.112)$$

- n: Konstante = Verfestigungsexponent
 c: Konstante = Formänderungsfestigkeit
 φ: Formänderung

Bei $n = 0$ wird $k_f = c$, d.h., c entspricht der Streckgrenze $R_{p0,2}$. Der Ausdruck φ^n erfasst den Verlauf der Fließkurve, somit entsprechen c als auch k_f der Streckgrenze des Materials. In Abb. 2.69 ist die Flachzugprobe, die von Reihle verwendet wurde, dargestellt.

Berechnung des Verfestigungsexponenten n:

$$\sigma = \frac{F}{A_0} = \frac{F}{A} \cdot \frac{A}{A_0} \quad (2.113)$$

- F: Zugkraft
 σ: auf den Ausgangsquerschnitt bezogene Zugspannung
 A: Querschnitt der verformten Probe
 A_0 : Ausgangsquerschnitt der Probe
 A_{gl} : Querschnitt bei Erreichen der Gleichmaßdehnung

mit

$$k_f = \frac{F}{A} \quad (2.114)$$

folgt:

$$\sigma = k_f \cdot \frac{A}{A_0} \quad (2.115)$$

und

$$\varphi_l = \ln \frac{l}{l_0} = \ln \frac{A_0}{A} \quad (2.116)$$

$$\sigma = c \cdot \varphi^n \cdot \frac{A}{A_0} = c \cdot \left(\ln \frac{A_0}{A} \right)^n \cdot \frac{1}{\left(\frac{A_0}{A} \right)} \quad (2.117)$$

Das Kraftmaximum, das bei $\sigma = R_m$ bzw. $\varphi = \varphi_{gl}$ liegt, erhält man durch Ableitung der Gl. (2.117) (horizontale Tangente, d.h. $d\sigma = 0$).

$$\frac{d\sigma}{d\left(\frac{A_0}{A}\right)} = \frac{d}{d\left(\frac{A_0}{A}\right)} \left(c \cdot \left(\ln \frac{A_0}{A} \right)^n \cdot \frac{1}{A_0} \right) = 0 . \quad (2.118)$$

Die Anwendung der Produktregel für differenzierbare Funktionen

$$\begin{aligned} y &= u(x) \cdot v(x) \\ y' &= u(x) \cdot v'(x) + v(x) \cdot u'(x) \end{aligned} \quad (2.119)$$

führt zu:

$$0 = c \cdot \left(\ln \frac{A_0}{A} \right)^n \cdot \left(\frac{A_0}{A} \right)^{-2} - c \cdot n \left(\ln \frac{A_0}{A} \right)^{n-1} \cdot \left(\frac{A_0}{A} \right)^{-1} \cdot \left(\frac{A_0}{A} \right)^{-1} . \quad (2.120)$$

Division durch c und $\left(\frac{A_0}{A} \right)^{-2}$ führt zu:

$$0 = \left(\ln \frac{A_0}{A} \right)^n - n \cdot \left(\ln \frac{A_0}{A} \right)^{n-1} \quad (2.121)$$

$$\Rightarrow n \cdot \left(\ln \frac{A_0}{A} \right)^{n-1} = \left(\ln \frac{A_0}{A} \right)^n . \quad (2.122)$$

Mit Berücksichtigung von Gl. (2.116) gilt:

$$n \cdot \varphi_l^{n-1} = \varphi_l^n \quad (2.123)$$

und

$$n = \frac{\varphi_l^n}{\varphi_l^{n-1}} = \varphi_l^{n-(n-1)} = \varphi_l . \quad (2.124)$$

Im Bereich der Gleichmaßdehnung gilt $\varphi = \varphi_{\text{gl}}$. Und somit

$$n = \varphi_{l, \text{gl}} \quad (2.125)$$

Berechnung der Konstanten c :

$$k_f(\varphi_{l, \text{gl}}) = \frac{F_{\max}}{A_{\text{gl}}} \quad (2.126)$$

und

$$R_m = \frac{F_{\max}}{A_0} \quad (2.127)$$

ergibt

$$k_f(\varphi_{l, \text{gl}}) = R_m \cdot \frac{A_0}{A_{\text{gl}}} . \quad (2.128)$$

Daraus folgt:

$$k_f(\varphi_{l, \text{gl}}) = R_m \cdot \frac{A_0}{A_{\text{gl}}} = c \cdot n^n . \quad (2.129)$$

Aus (2.130) mit (2.131) und (2.132) folgt für den Gleichmaßdehnungspunkt:

$$\frac{A_0}{A_{\text{gl}}} = e^{\varphi_{l, \text{gl}}} = e^n \quad (2.133)$$

mit

$$k_f(\varphi_{l, \text{gl}}) = R_m \cdot e^{\varphi_{l, \text{gl}}} = R_m \cdot e^n = c \cdot \varphi_{l, \text{gl}}^n = c \cdot n^n . \quad (2.134)$$

Daraus folgt durch Logarithmierung:

$$\lg k_f(\varphi_{l, \text{gl}}) = \lg c + n \cdot \lg \varphi_{l, \text{gl}} . \quad (2.135)$$

Da $\lg c = \text{konst.}$ lässt sich n aus der Steigung der logarithmierten Fließkurve ermitteln. Für die Formänderung an der Stelle der Gleichmaßdehnung gilt:

$$\varphi_{l, gl} = \ln \frac{l_{gl}}{l_0} = \ln \frac{A_0}{A_{gl}} , \quad (2.136)$$

dies ergibt

$$e^{\varphi_{l, gl}} = \frac{A_0}{A_{gl}} . \quad (2.137)$$

Daraus folgt:

$$R_m \cdot e^n = c \cdot n^n . \quad (2.138)$$

e: Eulersche Zahl = 2,718

Für die Konstante c gilt somit:

$$c = R_m \cdot \left(\frac{e}{n} \right)^n . \quad (2.139)$$

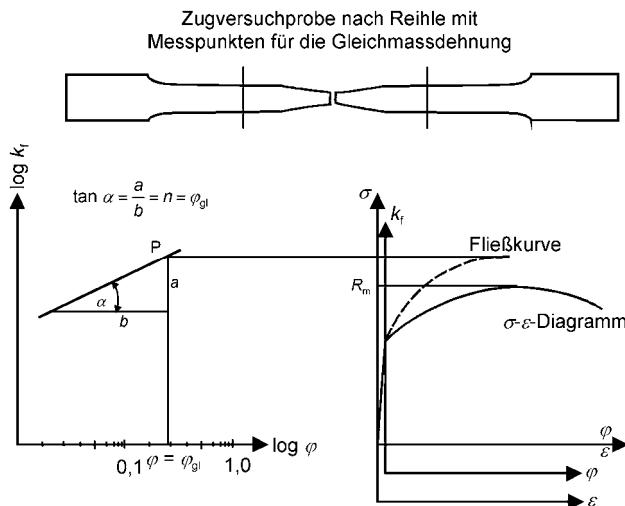


Abb. 2.70 Aufnahme einer Fließkurve in einem doppeltlogarithmischen Diagramm

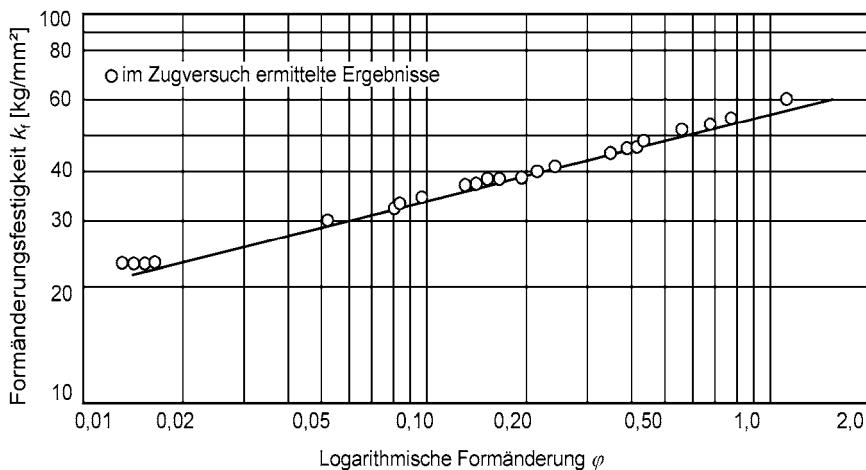


Abb. 2.71 Fließkurve nach Reihle für ein Tiefziehblech /Rei61/

Versuchsdurchführung:

Die Probe wird bis zum Bruch belastet und zerrissen. Die Fließkurve im doppellogarithmischen Diagramm (Abb. 2.70) ist bestimmt, wenn der Punkt P bei $\varphi = \varphi_{gl}$ und die Neigung durch diesen Punkt bekannt ist. Die Vermessung des Gleichmaßquerschnitts erfolgt weit genug von der Einschnürstelle bzw. dem Bruch der Probe entfernt. Damit ist φ_{gl} der Abstand von P auf der Abszisse bekannt. Der Abstand auf der Ordinate von P ergibt sich messtechnisch wie folgt: Mit $\varphi = \varphi_{gl}$ ist nicht nur die Formänderung des Punkts P bekannt, sondern auch die zugehörige maximale Kraft F_{max} . $k_f(\varphi_{gl})$ in Punkt P berechnet sich somit zu:

$$k_f(\varphi_{l,gl}) = \frac{F_{max}}{A_{gl}} . \quad (2.140)$$

Hieraus kann der Verlauf der Fließkurve durch diese einfache Vorgehensweise im doppellogarithmischen Diagramm ermittelt werden. Das Besondere dieser Art der Erfassung der Fließkurve besteht darin, dass die Gerade über den Punkt A verlängert werden kann, ohne einen großen Fehler zu begehen.

Die Abstände auf der logarithmischen Skala werden für große Werte immer kürzer, Abb. 2.70 und Abb. 2.71.

Der Punkt A liegt im Abb. 2.71 bei $\varphi_{gl} = 0,25$ und $k_f(\varphi_{gl}) = 42,5 \text{ kg/mm}^2$, was einer Fließspannung von $k_f(\varphi_{gl}) = 416,9 \text{ N/mm}^2$ entspricht. Die durch Kreise gekennzeichneten Messwerte ergeben sich nach diesem Verfahren im Falle der Verwendung von durch Walzen vorverfestigter Proben.

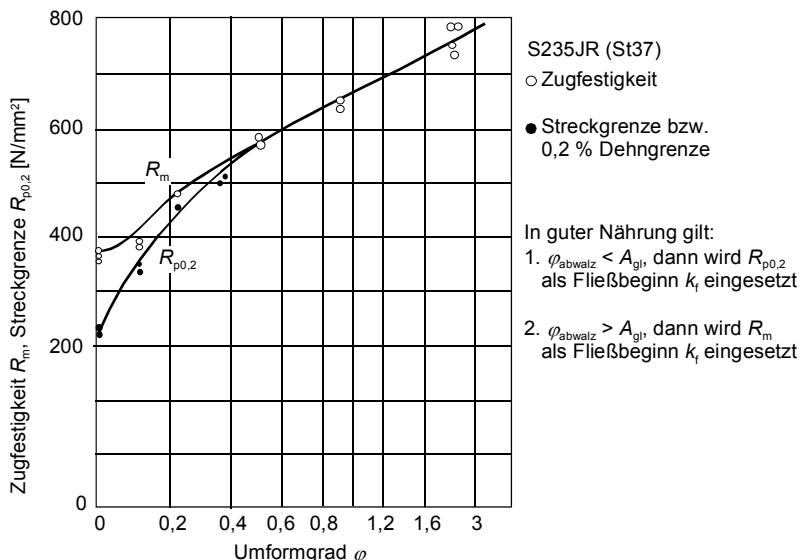


Abb. 2.72 Ermittlung der Fließkurve aus der Streckgrenze und der Zugfestigkeit an vorgewalzten Blechproben /Kra62/

2.4.5 Zugversuch an vorgewalzten Blechproben

Beim Zugversuch an vorgewalzten Blechstreifen werden an Flachproben mit einem Breiten-Höhen-Verhältnis größer zehn durch Walzen unterschiedliche Formänderungen eingestellt /Kra62/. Aus diesen Flachproben werden Zugproben entnommen, mit denen die Fließkurve punktweise ermittelt wird.

Beim Zerreißen der abgewalzten Proben können die Streckgrenze und die Zugfestigkeit R_m gemessen werden. Welcher Wert verwendet wird, richtet sich nach der Gleichmaßdehnung des Werkstoffs (Abb. 2.72).

Bei Krause /Kra62/ ist diese Deutung nicht eindeutig getroffen, φ_{gl} des verwendeten Werkstoffs S235JR (St37) dürfte unter 0,24 liegen, wohingegen man aus Abb. 2.72 ablesen könnte, dass $\varphi = \varphi_{\text{gl}}$ bei 0,45 liegt. Zu berücksichtigen ist hierbei, dass die Verfestigung im Zugversuch bei anisotropen Blechen mit höherem r -Wert (s. Kap. 3.4.6) anders ausfällt als eine Verfestigung durch Abwalzen. Die Verfestigungswerte beim Abwalzen von Blechen mit großem r -Wert fallen höher aus, als die im Zugversuch gemessenen Verfestigungswerte.

Die Formänderungsfestigkeit $k_f(\varphi_{\text{gl}})$ ergibt sich aus:

$$k_f(\varphi_{l,\text{gl}}) = \frac{F_{\max}}{A_{\text{gl}}} . \quad (2.141)$$

Die zugehörige Formänderung φ_s ergibt sich aus dem Abwalzgrad:

$$\varphi_s = \ln \frac{s}{s_0} = \ln \frac{A_0}{A} . \quad (2.142)$$

s_0, s, A_0, A : Blechdicken bzw. Querschnitte vor und nach dem Walzprozess

2.4.6 Hydraulische Tiefung

Fließkurven können nicht nur mithilfe des einachsigen Zugversuchs, sondern auch mithilfe der hydraulischen Tiefung ermittelt werden. Bei der hydraulischen Tiefung wird die Blechrande längs ihres Umfangs durch Sicken eingeklemmt. Das Nachfließen des Bleches aus dem Flanschbereich wird auf diese Weise verhindert. Die Probe wird auf einer Seite mit einem hydraulischen Druck beaufschlagt und tieft sich durch reines Streckziehen. Da das Nachfließen des Flansches verhindert wird, hat die Tiefung eine Blechdickenabnahme zur Folge (Abb. 2.73).

Nach Panknin /Pan59/ müssen zur Bestimmung der Fließkurve folgende Werte bestimmt werden:

- die Blechdicke s ,
- der Beulradius r und
- der Öldruck p .

Um den Einfluss der Biegung auf die zweiachsige Zugbeanspruchung zu minimieren, sollte ein entsprechend großer Probendurchmesser gewählt werden. Daher sollte das Verhältnis des Durchmessers zur Blechdicke $d_m/s \geq 100$ nicht unterschritten werden.

Auf der Kuppe der Probe kann der Spannungszustand durch die Membrangleichung für biegeschlaffe Schalen beschrieben werden:

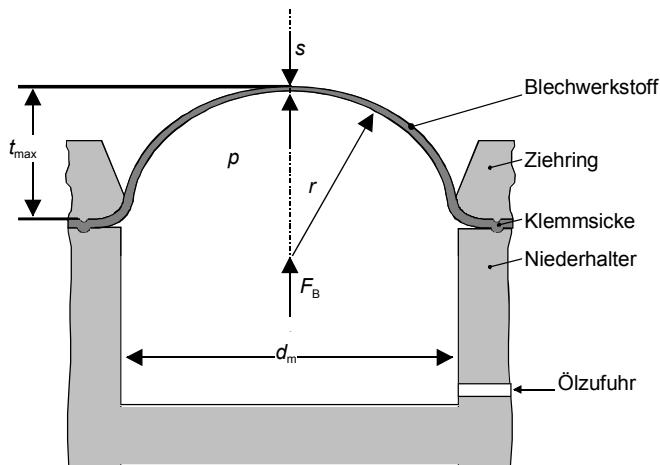
$$\frac{\sigma_t}{r_t} + \frac{\sigma_r}{r_r} = \frac{p}{s} . \quad (2.143)$$

σ_r :	Radialspannung	r_r :	Radius in radialer Richtung
σ_t :	Tangentialspannung	r_t :	Radius in tangentialer Richtung

$$\sigma_N \approx -p \ll \sigma_r = \sigma_t \quad (2.144)$$

Die Spannungen am Schalenpol bzw. der Kuppe einer Tiefungsprobe sind in Abb. 2.74 dargestellt. Aufgrund der Axialsymmetrie gilt:

$$r_t = r_r = r, \quad (2.145)$$



p = Öldruck [MPa]

r = Beulradius [mm]

s = Blechdicke [mm]

$$\frac{d_m}{s} > 100$$

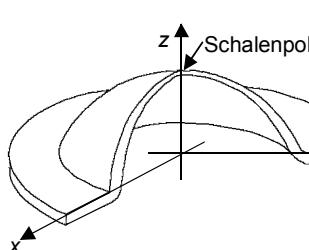
Abb. 2.73 Hydraulische Tiefung (Bulge Test)

$$\sigma_t = \sigma_r = \sigma . \quad (2.146)$$

Eingesetzt in die Membrangleichung ergibt sich:

$$\frac{2 \cdot \sigma}{r} = \frac{p}{s} \text{ bzw. } \sigma = \frac{p \cdot r}{2 \cdot s} . \quad (2.147)$$

Ausschnitt aus einer Tiefungsprobe



Spannungen am Schalenpol

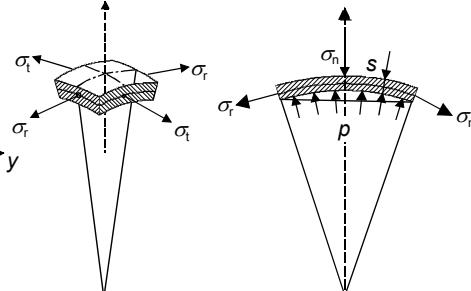


Abb. 2.74 Spannungen am Schalenpol einer hydraulisch getieften Probe nach Golgranc /Gol74/

Senkrecht zur Blechebenen wirkt der hydraulische Druck p , somit ergibt sich: $\sigma_N = -p$. An der Blechaußenseite ist $\sigma_N = 0$. Damit wird die mittlere Normalspannung:

$$\sigma_{Nm} = \frac{1}{2} \cdot \sigma_N = -\frac{p}{2} . \quad (2.148)$$

Unter Verwendung der Schubspannungshypothese

$$k_f = (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \quad (2.149)$$

erhält man die Fließspannung zu:

$$k_f = \frac{p}{2} \cdot \left(\frac{r}{s} + 1 \right). \quad (2.150)$$

Für den Umformgrad φ_s in der Kuppe gilt:

$$\varphi_s = \ln\left(\frac{s}{s_0}\right). \quad (2.151)$$

Bei der hydraulischen Tiefung liefern sowohl die Schubspannungshypothese nach Tresca als auch die Gestaltänderungsenergielhypothese nach v. Mises gleiche Werte für die Vergleichsspannung σ_v und die Vergleichsformänderung φ_v .

Schubspannungshypothese (SH) nach Tresca Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH) nach v. Mises

Vergleichsspannung σ_v :

$$\sigma_v = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$$

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \left((\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right)}$$

$$= \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \left(\left(\frac{r \cdot p}{2 \cdot s} \right) + \frac{p}{2} \right)^2 + \left(-\frac{p}{2} - \left(\frac{r \cdot p}{2 \cdot s} \right)^2 \right)}$$

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot 2 \cdot \left(\frac{r \cdot p}{2 \cdot s} + \frac{p}{2} \right)^2}$$

$$\sigma_v = p \cdot \left(\left(\frac{r}{2 \cdot s} \right) + \frac{1}{2} \right) = k_f$$

Schubspannungshypothese (SH) nach Tresca Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH) nach v. Mises

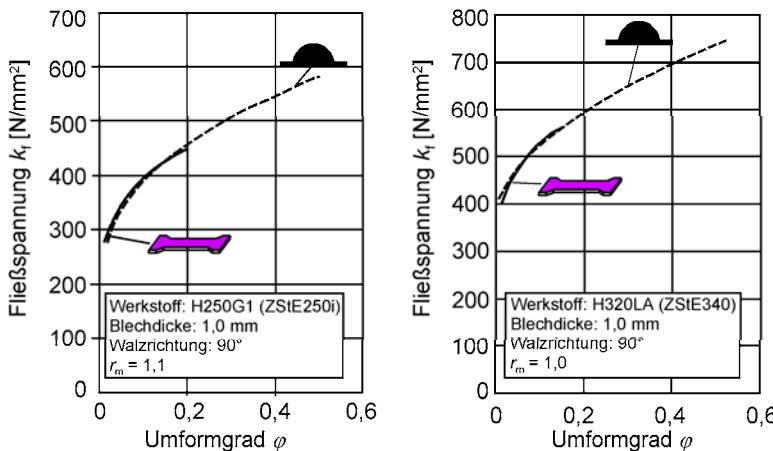
Vergleichsformänderung φ_v :

$$\begin{aligned}\varphi_v &= \varphi_s \\ \varphi_v &= \sqrt{\frac{2}{3}(\varphi_1^2 + \varphi_2^2 + \varphi_3^2)} \\ &= \sqrt{\frac{2}{3}\left(\varphi_s^2 + \frac{\varphi_s^2}{4} + \frac{\varphi_s^2}{4}\right)} = \sqrt{\frac{2}{3}\left(\frac{6}{4} \cdot \varphi_s^2\right)} \\ \varphi_v &= \varphi_s\end{aligned}$$

In der hydraulischen Tiefung herrscht durch die Beaufschlagung mit Öl ein Querdruck, dies bedeutet, dass dickere Bleche zu größeren Tiefungswerten führen. Allerdings hat der hydrostatische Druck σ_m keinen Einfluss auf den Fließbeginn.

Den Einfluss der Anisotropie auf die Lage der Fließkurve aus dem Zugversuch und der hydraulischen Tiefung wurde u. a. auch von Hallfeldt untersucht (Abb. 2.75 und Abb. 2.76).

Hallfeldt konnte nachweisen, dass für isotrope Stähle wie z.B. den H250G1 (ZStE250i) bzw. H320LA (ZStE340) die Fließkurven aus dem Zugversuch und der hydraulischen Tiefung zusammenfallen. Für anisotope Stähle wie den DC04 (St14) und den DC06 (St16) liegt die Fließkurve aus der hydraulischen Tiefung über der Fließkurve aus dem Zugversuch.



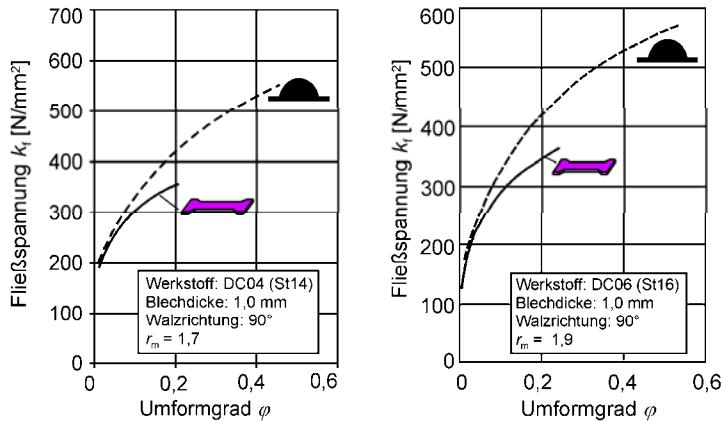


Abb. 2.76 Fließkurven aus dem Zugversuch und der hydraulischen Tiefung für Werkstoffe mit unterschiedlichen Anisotropiewerten /Hal01/

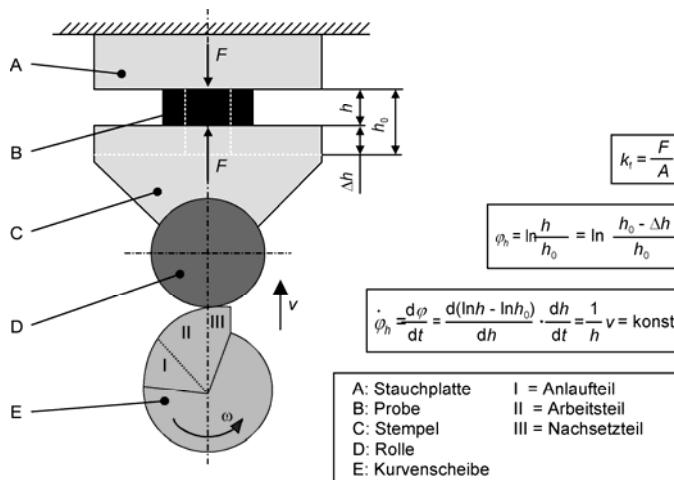


Abb. 2.77 Funktionsprinzip des „Plastometers“ zur Aufnahme von Fließkurven im Zylinderstauchversuch unter konstanter Umformgeschwindigkeit /Doe86/

2.4.7 Zylinderstauchversuch

Während in der Blechumformung im Wesentlichen der Zugversuch zur Fließkurvenermittlung eingesetzt wird, wird für die Massivumformung hauptsächlich der Zylinderstauchversuch verwendet. Hierbei wird eine zylindrische Probe zwischen ebenen, parallelen Werkzeugflächen gestaucht. Eine notwendige Bedingung zur exakten Erfassung des Umformgrads φ ist eine homogene Umformung, d.h. die Probe bleibt während der Umformung zylindrisch.

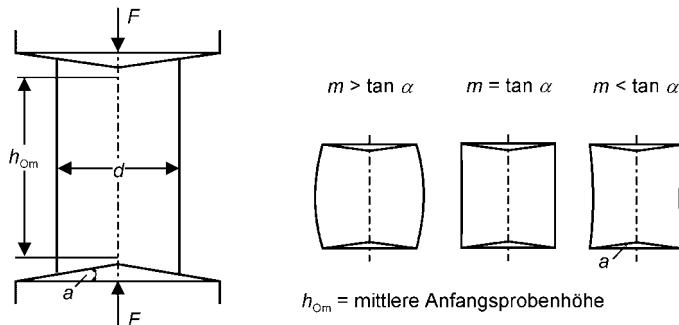


Abb. 2.78 Kegelstauchversuch /Sie27/

Bei geeigneter Schmierung kann so ein Umformgrad von bis zu $\varphi \approx 0,8$ realisiert und ein annähernd einachsiger Spannungszustand angenommen werden /Doe86/.

Eine vor allem in der Kaltumformung verbreitete Methode zur Minimierung der Reibung ist die Verwendung von Proben, in deren Stirnflächen flache Taschen eingebracht sind. Diese Schmiertaschen „halten“ den Schmierstoff während des Stauchvorgangs fest und stellen einen kontinuierlichen Schmierfilm sicher. Nachteilig bei diesen von M. V. Rastagaev entwickelten Proben ist jedoch die größere Ungenauigkeit beim Messen der Probenhöhe und eine messtechnisch schwer erfassbare plastische Formänderung des Kragengbereiches.

Wegen des starken Einflusses der Umformgeschwindigkeit auf die Fließspannung in der Warmumformung muss bei der Aufnahme von Fließkurven die Umformgeschwindigkeit im Versuch konstant gehalten werden. Eine konstante Umformgeschwindigkeit ist für die Fließkurvenaufnahme im Zylinderstauchversuch z.B. mithilfe eines „Plastometers“ durch eine im Antriebsstrang befindliche Kurvenscheibe (Abb. 2.77) mit logarithmischer Steigung realisierbar.

Eine andere Möglichkeit sind servohydraulische angetriebene Prüfmaschinen. Hier liegt jedoch immer eine durch die „Trägheit“ des hydraulischen Systems bedingte Geschwindigkeits- und Wegungenauigkeit vor, die durch geeignete Ventilsteueralgorithmen zu kompensieren ist. Vorteil der servohydraulischen Umformsimulatoren ist die größere Einsatzflexibilität, die eine Anpassung an unterschiedliche Probengeometrien und Prüfgeschwindigkeiten ermöglicht.

2.4.8 Kegelstauchversuch

Das Kegelstauchverfahren nach Siebel und Pomp /Sie27/ gestattet unter Berücksichtigung der Pressflächenneigung und bei richtig gewählter Schmierung der Pressflächen eine Kompensation der Reibungseinflüsse und damit eine Stauchung unter einachsiger Beanspruchung bis zu einer Höhenabnahme $\Delta h/h_0$ von 45% bis zu 50% (Abb. 2.78). (Die Probe baucht sich nicht aus.)

Voraussetzung hierfür ist, dass $h_0/d_0 > 1$ ist (h_0 = Ausgangsprobenhöhe und d_0 = Ausgangsprobendurchmesser). Bei vorgegebener Schmierung wird die Neigung α so lange verändert, bis die Wandung der Probe parallel bleibt (Abb. 2.78). Damit entspricht α dem Reibwinkel.

$$\tan \alpha = \mu = \text{Reibwert}. \quad (2.152)$$

Für die Formänderungsfestigkeit bzw. die Fließspannung gilt:

$$k_f = \frac{F}{A_l}. \quad (2.153)$$

A_l : momentaner Probenquerschnitt F : Kraft

Für den Umformgrad gilt:

$$\varphi_s = \ln \frac{h_{1m}}{h_{0m}}. \quad (2.154)$$

h_{1m} : mittlere augenblickliche Probenhöhe

h_{0m} : mittlere Anfangsprobenhöhe

2.4.9 Einfluss von Temperatur und Umformgeschwindigkeit auf die Fließspannung

Die Fließspannung k_f ist u. a. abhängig von folgenden Größen:

- Werkstoff,
- Umformgrad (Abb. 2.79a),
- Umformgeschwindigkeit (Abb. 2.79b) und
- Umformtemperatur (Abb. 2.79c).

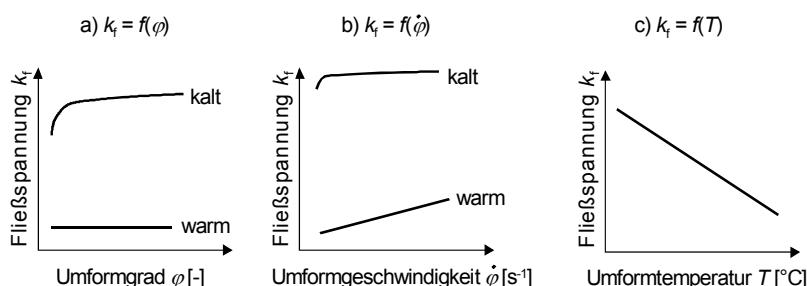


Abb. 2.79 Schematische Darstellung von k_f in Abhängigkeit der Temperatur (a), des Umformgrads (b) und der Umformgeschwindigkeit (c) (nach /Doe86/)

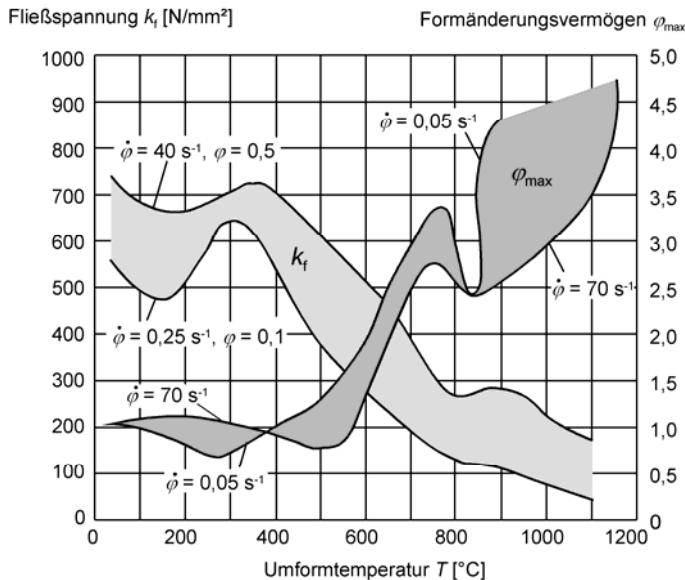


Abb. 2.80 Einfluss der Temperatur auf die Fließspannung k_f und den maximal erreichbaren Umformgrad φ_{\max} am Beispiel des Werkstoffs C15 (nach /Lin65/)

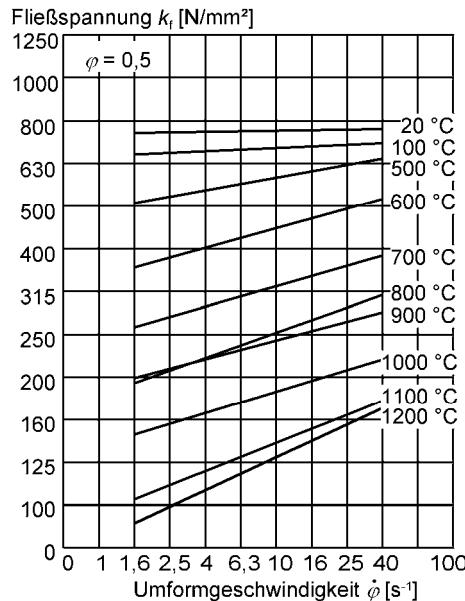


Abb. 2.81 Fließspannung k_f in Abhängigkeit der Umformgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ bei verschiedenen Umformtemperaturen am Beispiel des Werkstoffs C15 /Doe86/

Im Allgemeinen hat eine zunehmende Temperatur auf die Fließspannung k_f und den Umformgrad φ die in Abb. 2.80 gezeigten Einflüsse:

- Reduzierung der Fließspannung und damit Verringerung der zur Umformung erforderlichen Kräfte sowie
- Erhöhung des maximal fehlerfrei erreichbaren Umformgrads φ_{max} , also die Erhöhung des Formänderungsvermögens.

Das Diagramm zeigt zwei Temperaturbereiche, in denen eine zunehmende Temperatur nicht zur Reduzierung der Fließspannung und Erhöhung des Formänderungsvermögens führt:

- Der Temperaturbereich zwischen 200 und 300°C:
Hier kommt es zur Werkstoffversprödung infolge einer thermisch aktivierten Diffusion von Zwischengitteratomen (Stickstoffatome) an Versetzungen (Cottrell-Verankerungen). Das Wandern der Versetzungen wird erschwert; die Fließspannung nimmt zu und das Formänderungsvermögen ab. Aufgrund der in diesem Temperaturbereich blauen Anlassfarbe wird diese Versprödung „Blausprödigkeit“ genannt.
- Der Temperaturbereich um 900°C:
Hier kommt es zur Werkstoffversprödung, da im Werkstoff sowohl kubisch-raum- als auch kubisch-flächenzentrierte Phasen mit unterschiedlichen Eigenschaften vorliegen (vgl. Abb. 2.13). Dies führt zu erhöhten Gitterverzerrungen und damit zu einer Abnahme des Formänderungsvermögens.

Eine zunehmende Umformgeschwindigkeit hat auf die Fließspannung k_f und den Umformgrad φ die folgenden Einflüsse:

- *Verringerung des Formänderungsvermögens φ_{max}*
- *Warmumformung-:*
Wenn die Umformgeschwindigkeit größer als die Rekristallisationsgeschwindigkeit ist, führt die Zunahme der Umformgeschwindigkeit zu einer Erhöhung der Fließspannung (vgl. Fließspannung bei 1200°C, Abb. 2.81).
- *Kaltumformung:*
Die Umformgeschwindigkeit besitzt nur einen geringen Einfluss auf die Fließspannung (vgl. k_f bei 20°C, Abb. 2.81). Bei einer Steigerung der Umformgeschwindigkeit um den Faktor 10 erhöht sich die Fließspannung etwa um 8% (vgl. Abb. 2.11, S.24; die Werte von Wittwer /Wit61/ und Bleck /Ble03/ wurden im Zugversuch ermittelt, wobei zum Zeitpunkt der Aufnahme durch /Wit61/ der Einfluss der Anisotropie nicht berücksichtigt wurde.).

Exemplarisch sind in Abb. 2.82 und Abb. 2.83 im Zylinderstauchversuch an Proben aus den Werkstoff C15 und 16MnCr5 ermittelte Fließkurven dargestellt. Hier ist zu erkennen, dass der höher legierte Werkstoff 16MnCr5 bei Raumtemperatur eine höhere Fließspannung besitzt. Bei einer Schmiedetemperatur von 1200°C ist jedoch kaum noch ein Unterschied erkennbar. Als Richtwert kann für Stahl angenommen werden, dass die Fließspannung bei 20°C etwa 10-mal höher ist als die bei 1200°C.

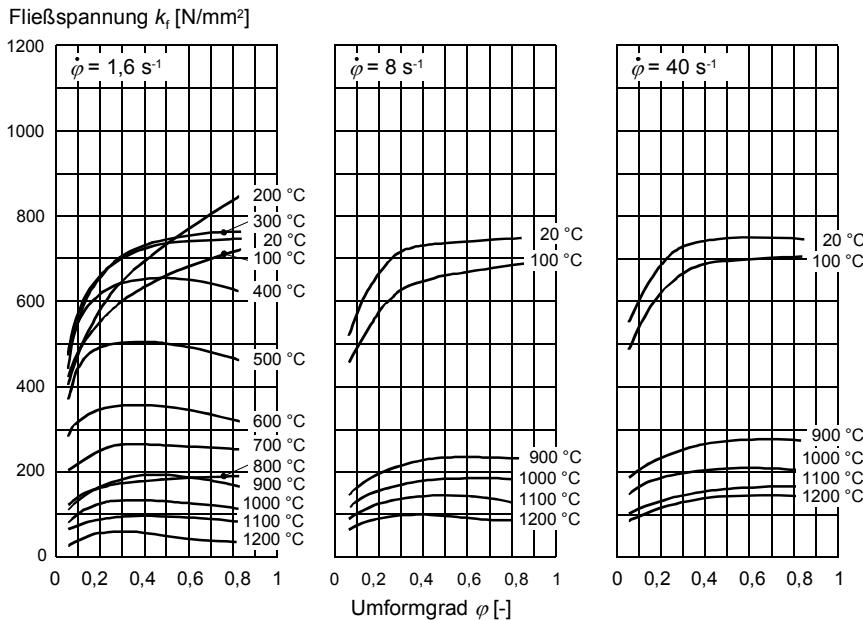


Abb. 2.82 Fließkurven für den Werkstoff C15 in Abhängigkeit von der Umformtemperatur für verschiedene Umformgeschwindigkeiten /Doe86/

Zusammenfassend werden aus Abb. 2.79 bis Abb. 2.83 die verschiedenen Wechselwirkungen deutlich:

- Reduzierung der Fließspannung mit steigender Umformtemperatur (Ausnahme: Blausprödigkeit für $T = 200$ und 300°C ; vgl. S.23),
- Erhöhung der Fließspannung mit steigender Umformgeschwindigkeit für den Bereich der Warmumformung (Umformgeschwindigkeit > Rekristallisationsgeschwindigkeit; vgl. Fließkurve bei 1200°C in Abb. 2.81 sowie Abb. 2.82 und Abb. 2.83),
- kaum eine Fließspannungsänderung mit steigender Umformgeschwindigkeit für den Bereich der Kaltumformung (vgl. Fließkurve bei 20°C in Abb. 2.81 sowie Abb. 2.82 Mitte und rechts).

Analog zu Abb. 2.82 und Abb. 2.83 zeigt Abb. 2.84 im Zylinderstauchversuch an Proben aus der Aluminiumlegierung AlMgSi1 (EN AW-6082) ermittelte Fließkurven. Es ist zu erkennen, dass bei den für Aluminium üblichen Schmiedetemperaturen von 350 – 450°C die Fließspannungen ungefähr denen von Stahl bei 1000 – 1200°C entsprechen. Die Warmumformung von Aluminium erfordert also genauso viel Kraft wie die von Stahl.

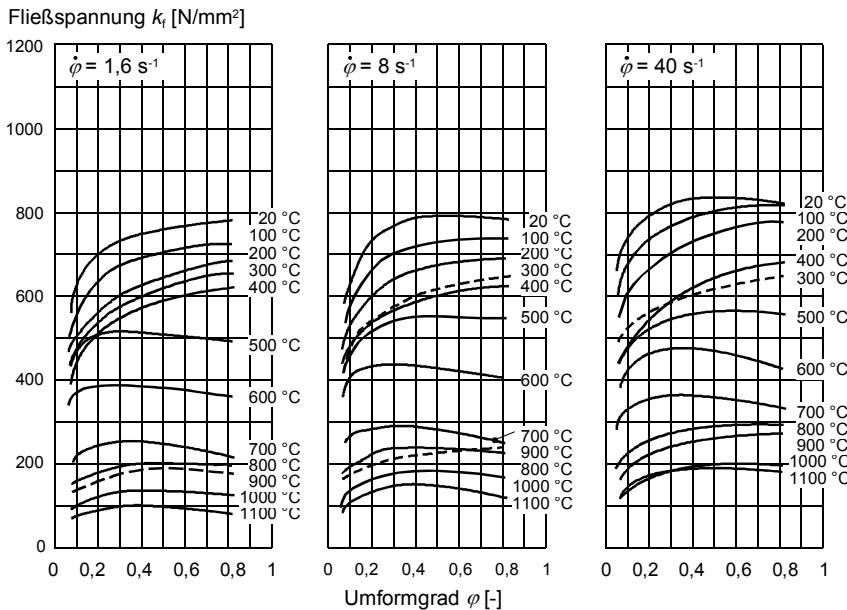


Abb. 2.83 Fließkurven für den Werkstoff 16MnCr5 in Abhängigkeit von der Umformtemperatur für verschiedene Umformgeschwindigkeiten /Doe86/

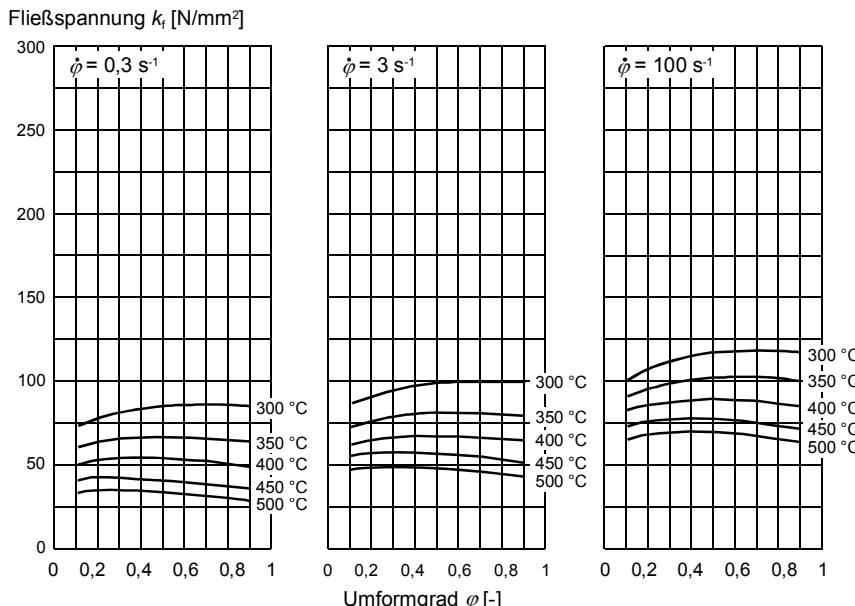


Abb. 2.84 Fließkurven für den Werkstoff Al MgSi1 (EN AW-6082) in Abhängigkeit von der Umformtemperatur für verschiedene Umformgeschwindigkeiten /Doe86/

2.5 Einführung in die Berechnung umformtechnischer Prozesse

Die umformtechnische Herstellung von Bauteilen bedingt eine plastische Formänderung des Werkstücks. Diese plastische Formänderung resultiert aus von außen aufgebrachten mechanischen Beanspruchungen, die nach Abb. 2.85 in

- Zug,
- Druck,
- Biegung,
- Scherung und
- Torsion

unterteilt werden können.

Diese verschiedenen Beanspruchungsarten treten i. d. R. nicht unabhängig voneinander auf, sondern überlagern sich. Für die Beschreibung der einzelnen Beanspruchungsarten können einfache Versuchsanordnungen verwendet werden.

In Abb. 2.86 sind die Modelle für das Zylinderstauchen (a) als Beispiel für einen Druckumformprozess sowie der Flachzugversuch (b) und das hydraulische Tiefen (c) dargestellt, die jeweils eine einachsige bzw. zweiachsige Zugbeanspruchung abbilden.

Voraussetzung für eine möglichst genaue Vorhersage des Umformergebnisses ist die Kenntnis des Spannungszustands innerhalb des Bauteils und der Werkstoff-eigenschaften zu jedem Zeitpunkt des Umformprozesses.

Ausgehend von der Definition der gemeinsamen Grundbegriffe, behandeln die folgenden Kapitel sowohl die Elastizitätsrechnung als auch die Plastizitätsrechnung, da bei umformtechnischen Problemstellungen die beiden zugrunde liegenden Mechanismen gleichzeitig auftreten (siehe Tabelle 2.9, S. 126).

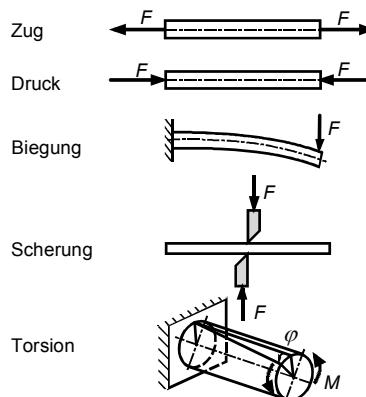


Abb. 2.85 Mechanische Belastungen beim Umformen

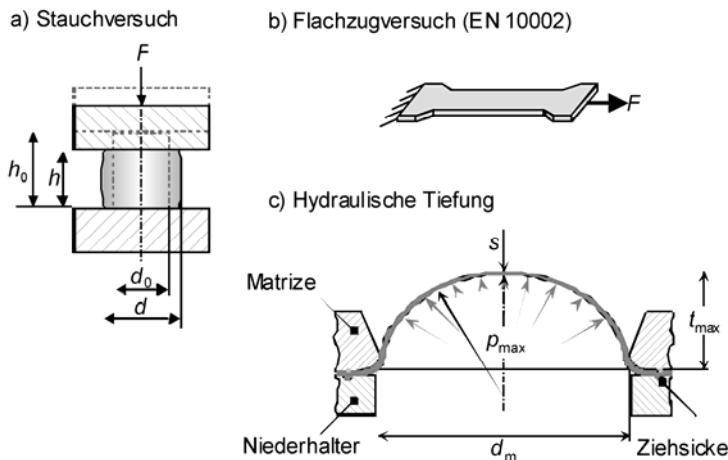


Abb. 2.86 Versuchsanordnungen des Stauchversuchs, des Flachzugversuchs und der hydraulischen Tiefung

Im Anschluss an die Beschreibung der mechanischen Grundlagen werden die wichtigsten analytischen und numerischen Verfahren zur Berechnung von Umformprozessen vorgestellt. Neben den Lösungsverfahren der elementaren Theorie und dem Schrankenverfahren steht hier insbesondere die in Forschung und Industrie etablierte Methode der finiten Elemente (FEM) im Mittelpunkt.

2.5.1 Gemeinsame Grundlagen der Elastizitäts- und Plastizitätsrechnung

2.5.1.1 Normal- und Schubspannung

Durch die während eines Umformprozesses auf das Bauteil wirkenden äußeren Belastungen werden im Inneren des Bauteils Spannungen verursacht. Um die Spannungen innerhalb des Bauteils zu veranschaulichen, wird ein gedachter Schnitt durch ein belastetes Bauteil gelegt (Abb. 2.87).

Damit das Gleichgewicht am herausgeschnittenen Volumenelement erfüllt ist, müssen an den Schnittflächen dieses Volumenelementes die von außen wirksamen Kräfte und im Schwerpunkt die Volumenkräfte angetragen werden, sofern diese ebenfalls wirksam sind. Letztere sind bei plastomechanischen Berechnungen meist vernachlässigbar.

Bei Betrachtung einer hinreichend kleinen Teilfläche ΔA in der Schnittfläche wirkt auf dieses Flächenelement der Kraftvektor $\underline{\Delta F}$.

Der Grenzfall $\Delta A \rightarrow 0$ führt auf die Definition des Spannungsvektors $\underline{\sigma}$ /Sch95/:

$$\underline{\sigma} = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta F}{\Delta A} \quad [\text{N/mm}^2]. \quad (2.155)$$

Die räumliche Ausrichtung der Schnittebene ist durch ihren nach außen weisenden Normaleneinheitsvektor festgelegt.

Bezogen auf diese Flächennormale kann der Spannungsvektor in einen Normalspannungsvektor σ_n (wirkt senkrecht zur Schnittfläche) und einen Schubspannungsvektor τ (liegt auf der Schnittfläche) zerlegt werden (Abb. 2.87).

Da der Spannungsvektor i. A. von der Schnittrichtung abhängig ist, wird bei der Betrachtung einer Schnittfläche der Spannungszustand an einem Punkt nicht ausreichend beschrieben. Um die Spannungen in einem dreidimensionalen kartesischen oder zylindrischen Koordinatensystem vollständig zu beschreiben, müssen drei Schnittrichtungen angegeben werden. Zum Beispiel bilden in Abb. 2.88 die Achsen des Koordinatensystems jeweils die Normalenvektoren der Schnittebenen.

Auf diese Weise kann jeder beliebige Punkt innerhalb eines Bauteils durch ein unendlich kleines (infinitesimales) Volumenelement abgebildet werden. Die drei Seiten des Quaders, deren Normalen in die positiven Koordinatenrichtungen zeigen, werden positive Schnittufer genannt, die mit negativen Normalen negative Schnittufer. Aus der Zerlegung der am betrachteten Volumenelement wirkenden Spannungen in Normal- und Schubspannungen resultieren für jede der sechs Schnittflächen jeweils eine Normalspannung und zwei Schubspannungen.

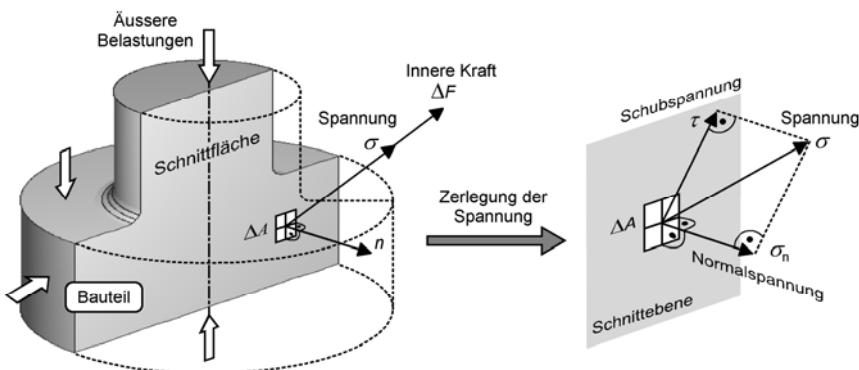


Abb. 2.87 Spannungen an einem Punkt auf einer Schnittfläche durch ein Bauteil

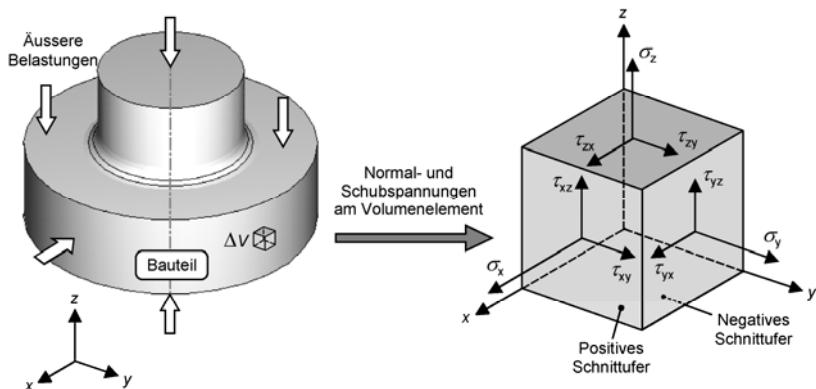


Abb. 2.88 Normal- und Schubspannungen an einem infinitesimalen Volumenelement innerhalb eines Bauteils

In Abb. 2.88 sind die Spannungskomponenten an den positiven Schnittufern dargestellt. An einem gegenüberliegenden negativen Schnittufer herrschen betragsgleiche, aber entgegengesetzte gerichtete Spannungskomponenten.

Der Benennung der Spannungskomponenten liegen folgende Vereinbarungen zugrunde:

- Die Normalspannungen σ_i ($i = x, y, z$) wirken jeweils parallel zu den Achsen des Koordinatensystems und werden mit dem jeweiligen Index gekennzeichnet. Sie werden hier im Folgenden σ_i ($i = x, y, z$) genannt. So stellt σ_x zum Beispiel die zur x -Achse parallele Normalspannung dar.
- Die Schubspannungen τ_{ij} ($i, j = x, y, z, i \neq j$) liegen in der Schnittebene und werden hier im Folgenden τ_{ij} ($i, j = x, y, z$) genannt. Sie erhalten jeweils zwei Indizes. Der erste Index zeigt die Normalenrichtung der betrachteten Schnittebene an, der zweite die Richtung der Schubspannung. So tritt zum Beispiel die Schubspannung τ_{xy} in der zur x -Achse senkrechten Schnittebene auf und ist parallel zur y -Achse.

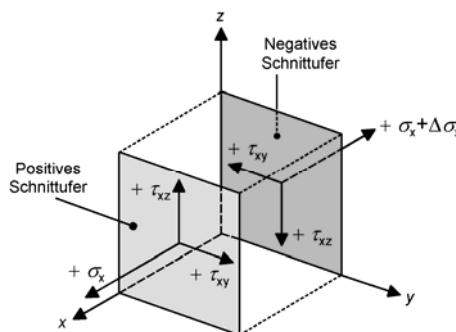


Abb. 2.89 Vorzeichenvereinbarung am Beispiel der x -Schnittebene

Ferner gelten folgende Vorzeichenvereinbarungen (Abb. 2.89):

- Normalspannungen σ_i ($i = x, y, z$) sind positiv, wenn Zugspannungen vorliegen, d.h. diese weisen aus der jeweiligen Schnittebene heraus. Andernfalls liegen Druckspannungen vor.
- Eine Schubspannung τ_{ij} ($i, j = x, y, z$) am positiven Schnittufer ist positiv, wenn sie in die positive Richtung der entsprechenden j -Achse zeigt. Am negativen Schnittufer gilt das Gegenteil.

Mathematisch können die Spannungskomponenten an einem Punkt in einem Tensor zweiter Stufe $\underline{\underline{\sigma}}$ zusammengefasst werden. Aufgrund der Symmetrie bezüglich der positiven und negativen Schnittufer kann der Spannungszustand durch drei Normalspannungen und sechs Schubspannungen eindeutig bestimmt werden:

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix}. \quad (2.156)$$

Aufgrund des Gleichgewichts der am Volumenelement wirkenden Kräfte und Momente können drei Momentengleichungen bezüglich der drei Achsen des Koordinatensystems aufgestellt werden. Dies führt zum Satz der Gleichheit der zugeordneten Schubspannungen:

$$\left. \begin{array}{l} \tau_{xy} = \tau_{yx} \\ \tau_{xz} = \tau_{zx} \\ \tau_{yz} = \tau_{zy} \end{array} \right\} \Leftrightarrow \sigma_{ij} = \sigma_{ji}. \quad (2.157)$$

Zugeordnete Schubspannungen liegen in zueinander senkrechten Schnittebenen vor. Sie sind betragsgleich und beide zur Kante hin- oder entgegengerichtet (Abb. 2.90).

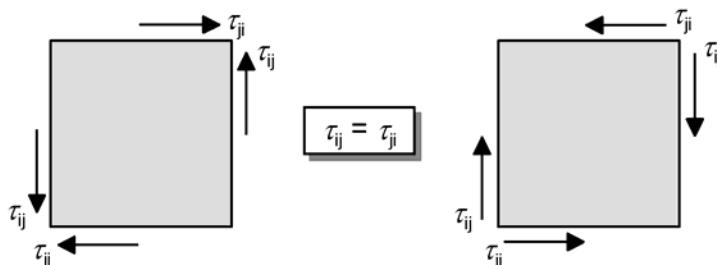


Abb. 2.90 Gleichheit zugeordneter Schubspannungen

Dies bedeutet, dass der Spannungstensor symmetrisch bezüglich seiner Hauptdiagonale ist. Daher wird der Spannungszustand an einem beliebigen Punkt durch sechs Komponenten (drei Normal- und drei Schubspannungen) vollständig beschrieben:

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \text{symm.} & & \sigma_z \end{pmatrix}. \quad (2.158)$$

2.5.1.2 Mohrscher Spannungskreis

In diesem Kapitel wird zunächst anhand der Sonderfälle des einachsigen Zuges bzw. eines ebenen Spannungszustands die Anwendung des Mohrschen Kreises erläutert. Anschließend erfolgt eine Erweiterung auf den allgemeinen Fall des räumlichen Spannungszustands.

Sonderfall: einachsiger Zug

Am Beispiel eines Stabs mit der Querschnittsfläche A unter einachsiger Zugbelastung wird nachfolgend gezeigt, dass die Angabe eines Spannungsbetrags nur sinnvoll ist, wenn Richtung und Wirkebene, d.h. die Lage des Koordinatensystems, mit angegeben wird (Abb. 2.91) /Sch95/. In ausreichender Entfernung von den Kraftangriffspunkten führt die Kraft F_x zu einer gleichmäßigen Spannungsverteilung über dem Querschnitt.

Daraus folgt, dass bei einem gedachten Schnitt senkrecht zu seiner Achse in jedem Punkt dieses Querschnitts dieselbe Spannung herrscht:

$$\sigma_x = \frac{F_x}{A}. \quad (2.159)$$

Ausgehend von dieser Spannung soll im Folgenden der Spannungszustand in einer beliebig gedrehten Schnittebene ermittelt werden. Die neue Schnittrichtung ist durch den Winkel β definiert (Abb. 2.91), wobei Drehungen im Uhrzeigersinn positiv zählen.

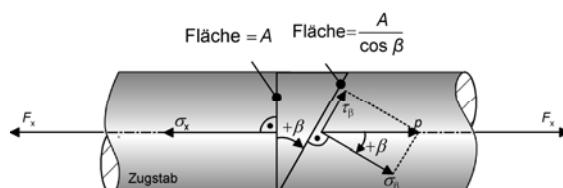


Abb. 2.91 Spannungszustand beim einachsigen Zug an zwei Schnittebenen

An der neuen Schnittfläche wirkt die Spannung p , die aufgrund der Kräftegleichgewichtsbedingung ebenfalls parallel zur Stabachse gerichtet ist. Daraus resultiert:

$$p = \frac{F_x}{A/\cos\beta}, \quad (2.160)$$

$$p = \sigma_x \cdot \cos\beta. \quad (2.161)$$

Die Spannung p schließt mit der Normalenrichtung der Schnittebene den Winkel β ein und kann daher in eine Normalspannung σ_β und eine Schubspannung τ_β zerlegt werden:

$$\sigma_\beta = p \cdot \cos\beta = \sigma_x \cdot \cos^2\beta, \quad (2.162)$$

$$\tau_\beta = p \cdot \sin\beta = \sigma_x \cdot \cos\beta \cdot \sin\beta. \quad (2.163)$$

Mit den trigonometrischen Beziehungen

$$\cos 2\beta = 2\cos^2\beta - 1, \quad (2.164)$$

$$\sin 2\beta = 2\sin\beta \cdot \cos\beta \quad (2.165)$$

ergibt sich:

$$\sigma_\beta = \left(\frac{\sigma_x}{2} \right) + \left(\frac{\sigma_x}{2} \right) \cos 2\beta, \quad (2.166)$$

$$\tau_\beta = \left(\frac{\sigma_x}{2} \right) \sin 2\beta. \quad (2.167)$$

Mit der Substitution

$$\sigma_M = \frac{\sigma_x}{2} \quad (2.168)$$

ergibt sich nach Quadrieren der Gleichungen (2.166) und (2.167):

$$(\sigma_\beta - \sigma_M)^2 = (\sigma_M \cdot \cos 2\beta)^2, \quad (2.169)$$

$$\tau_\beta^2 = (\sigma_M \cdot \sin 2\beta)^2. \quad (2.170)$$

Die Addition dieser beiden Gleichungen führt zu:

$$(\sigma_\beta - \sigma_M)^2 + \tau_\beta^2 = \sigma_M^2 (\cos^2 2\beta + \sin^2 2\beta) \quad (2.171)$$

$$\Rightarrow (\sigma_\beta - \sigma_M)^2 + \tau_\beta^2 = \sigma_M^2. \quad (2.172)$$

Dieser Zusammenhang ist nicht von β abhängig und gilt daher für alle Schnittrichtungen. Die Gleichung gibt den geometrischen Ort aller möglichen, einander zugehörigen Wertepaare aus Normal- und Schubspannung an. Sie stellt die Gleichung eines Kreises in der (σ_n, τ) -Ebene mit dem Radius

$$R = \sigma_M = \frac{\sigma_x}{2} \quad (2.173)$$

und dem Mittelpunkt

$$M = (\sigma_M, 0) \quad (2.174)$$

dar.

Dieser Kreis ist der *Mohrsche Spannungskreis* für den einachsigen Zug (Abb. 2.92). Mithilfe dieser geometrischen Darstellung kann jedem Spannungszustand $(\sigma_\beta, \tau_\beta)$ an der Schnittebene unter dem Winkel β ein bestimmter Punkt S_1 auf dem Umfang des Mohrschen Kreises zugeordnet werden. Nach den Gln. (2.166) und (2.167) schließt die Strecke $[\sigma_M S_1]$ den Winkel 2β mit der σ_n -Achse ein, wobei für den Mohrschen Kreis die folgende Vorzeichenregel vereinbart wird.

Im Gegensatz zur Ausrichtung der Schnittebene werden beim Mohrschen Kreis Winkel gegen den Uhrzeigersinn positiv gezählt. Demzufolge entsprechen positive Schubspannungen auf dem Mohrschen Kreis in den Schnittebenen Schubspannungen, die gegen den Uhrzeigersinn orientiert sind.

Aus dem Mohrschen Kreis können noch weitere Spannungen und die zugehörigen Schnittrichtungen ermittelt werden:

In den zwei Schnittpunkten des Kreises mit der σ_n -Achse nimmt die Normalspannung Extremwerte an, während die Schubspannungen gleichzeitig null sind.

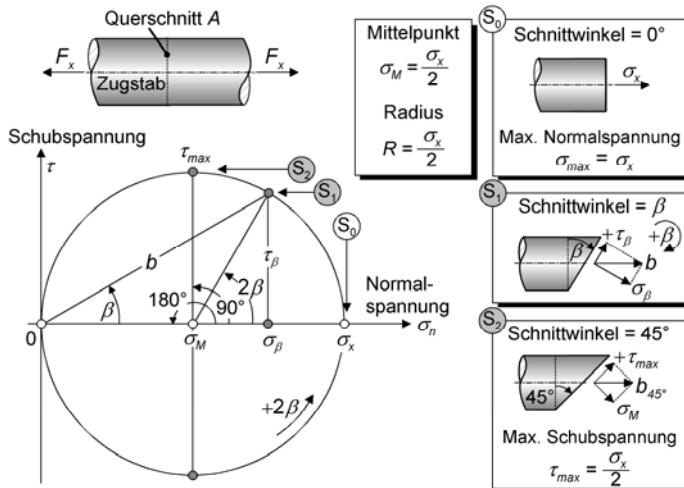


Abb. 2.92 Mohrscher Spannungskreis für einachsigen Zug

Diese Normalspannungen werden *Hauptspannungen* oder *Hauptnormalspannungen* genannt.

Beim einachsigen Spannungszustand stimmt die Hauptspannung mit dem Punkt S_0 und σ_M mit dem Nullpunkt überein. Der Nullpunkt entspricht dem Winkel $2\beta = 180^\circ$ ($\beta = 90^\circ$) und beschreibt daher den Spannungszustand senkrecht zur Stabachse. Die Normalenrichtungen der Hauptspannungen heißen *Hauptachsen*. Die maximale Schubspannung tritt unter $2\beta = 90^\circ$ ($\beta = 45^\circ$) auf und wird *Hauptschubspannung* genannt.

Sonderfall: ebener Spannungszustand

In diesem Abschnitt wird der allgemeine ebene Spannungszustand betrachtet. Ein ebener Spannungszustand liegt vor, wenn alle Spannungskomponenten in einer Ebene liegen. Abb. 2.93 zeigt ein Beispiel des Tiefziehens, wobei im Bodenbereich des Blechs ein ebener Spannungszustand vorliegt.

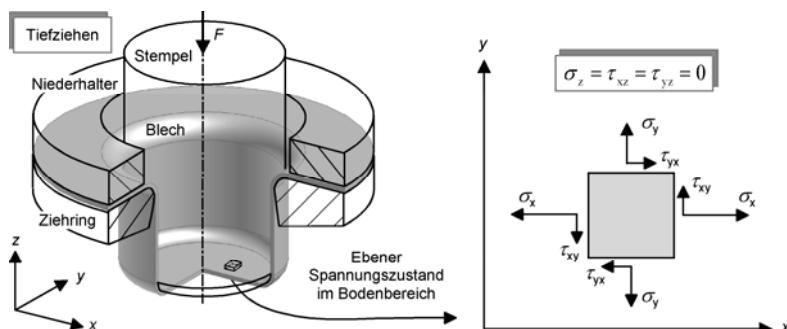


Abb. 2.93 Volumenelement im ebenen Spannungszustand

Jeder beliebige Punkt im Bodenbereich kann durch einen unendlich kleinen Quader abgebildet werden. Die an ihm wirkenden Spannungen lassen sich in Normal- und Schubspannungen zerlegen, wobei keine Spannungen in z -Richtung auftreten /Kal84, Sch95/:

$$\sigma_z = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 . \quad (2.175)$$

Der ebene Spannungszustand wird daher durch zwei Normal- und eine Schubspannung (wegen $\tau_{xy} = \tau_{yx}$) beschrieben /Sch95/. Der Spannungstensor nimmt somit die folgende Gestalt an:

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & 0 \\ \tau_{xy} & \sigma_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \text{ oder } \sigma_{ij}^* = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} \\ \tau_{xy} & \sigma_y \end{pmatrix}. \quad (2.176)$$

Ausgehend vom bekannten Spannungszustand in der xy -Ebene, werden im Folgenden die Spannungskomponenten für eine um den Winkel α gedrehte Schnittrichtung hergeleitet. Abb. 2.94 zeigt die Normal- und Schubspannungen an einem entsprechend herausgeschnittenen, unendlich kleinen Element.

Aus dem Kräftegleichgewicht senkrecht und tangential zu der neuen Schnittebene resultieren die folgenden Gleichungen:

$$\sigma_a dA_a = (\sigma_x \cos \alpha + \tau_{xy} \sin \alpha) dA_y + (\sigma_y \sin \alpha + \tau_{xy} \cos \alpha) dA_x , \quad (2.177)$$

$$\tau_a dA_a = (-\sigma_x \sin \alpha + \tau_{xy} \cos \alpha) dA_y + (\sigma_y \cos \alpha - \tau_{xy} \sin \alpha) dA_x . \quad (2.178)$$

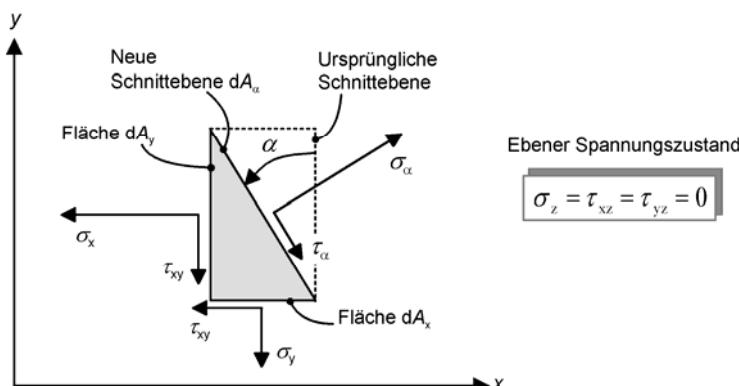


Abb. 2.94 Spannungskomponenten an einer gedrehten Schnittebene bei einem ebenen Spannungszustand

Die Anwendung der trigonometrischen Beziehungen

$$\cos^2 \alpha = (1 + \cos 2\alpha)/2, \quad (2.179)$$

$$\sin^2 \alpha = (1 - \cos 2\alpha)/2, \quad (2.180)$$

$$2 \sin \alpha \cos \alpha = \sin 2\alpha, \quad (2.181)$$

führt zu dem Ergebnis:

$$\sigma_\alpha = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cos 2\alpha + \tau_{xy} \sin 2\alpha, \quad (2.182)$$

$$\tau_\alpha = -\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \sin 2\alpha + \tau_{xy} \cos 2\alpha. \quad (2.183)$$

Mit der Einführung von

$$\sigma_M = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \quad (2.184)$$

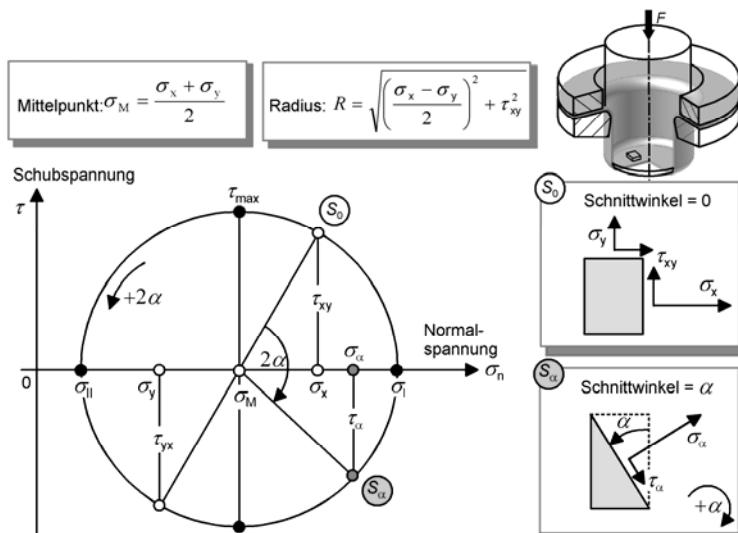


Abb. 2.95 Mohrscher Kreis zur Ermittlung der Spannungskomponenten an einer beliebigen Schnittebene für den ebenen Spannungszustand

folgt nach Quadrieren und Addieren der Gleichungen (2.182) und (2.183):

$$(\sigma_a - \sigma_M)^2 + \tau_a^2 = \left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2 = R^2. \quad (2.185)$$

Diese Formel ist die Gleichung des Mohrschen Kreises in der Ebene der Normal- und Schubspannungen mit dem Radius (Abb. 2.95) /Kop98, Sch95/

$$R = \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (2.186)$$

und dem Mittelpunkt

$$M = (\sigma_M, 0) = \left(\frac{\sigma_x + \sigma_y}{2}, 0 \right). \quad (2.187)$$

Analog zum einachsigen Zug wird der Mohrsche Spannungskreis für den ebenen Spannungszustand folgendermaßen konstruiert (vgl. Abb. 2.95) /Sch95/:

- σ_x und σ_y werden auf der σ_n -Achse aufgetragen, σ_M stellt den Mittelpunkt der Strecke $[\sigma_x \sigma_y]$ dar.
- Unter Beachtung der vereinbarten Vorzeichenregel wird τ_{xy} über bzw. unter σ_x parallel zur τ -Achse aufgetragen. Dieses ergibt den Punkt S_0 .
- Der Kreis mit dem Mittelpunkt $(\sigma_M, 0)$ wird durch den Punkt S_0 gezeichnet.

Die geometrische Ermittlung der Spannungskomponenten an der um den Winkel α gedrehten Schnittebene geschieht folgendermaßen:

- Der Winkel 2α wird vom Radius zum Punkt S_0 in entgegengesetzter Richtung des Schnittwinkels angetragen. Dadurch ergibt sich der Punkt S_α .
- Die Abszisse des Punkts S_α entspricht der Normalspannung σ_α an der neuen Schnittebene, die Ordinate entspricht wiederum der Schubspannung τ_α .
- Analog erfolgt die Ermittlung der Extremwerte der Spannungen und deren zugehörigen Schnittrichtungen (vgl. Abb. 2.96).

Im ebenen Spannungszustand sind zwei Extremwerte der Normalspannungen vorhanden, bei denen die Schubspannungen zu null werden. Sie entsprechen den Schnittpunkten des Mohrschen Kreises mit der σ_n -Achse. Diese Normalspannungen werden *Hauptspannungen* genannt /Kop98, Kal84/, wobei gilt:

$$\sigma_I \geq \sigma_{II}, \quad (2.188)$$

$$\sigma_I = \frac{(\sigma_x + \sigma_y)}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2}, \quad (2.189)$$

$$\sigma_{II} = \frac{(\sigma_x + \sigma_y)}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2}. \quad (2.190)$$

Die ausgezeichneten Richtungen sind die radiale (Zugspannung σ_I) und tangentielle (Druckspannung σ_{II}) Richtung.

Die zu den Hauptspannungen gehörigen beiden Richtungen der Schnitte, die Hauptachsen, stehen senkrecht aufeinander, wobei die erste Hauptachse aus dem Mohrschen Kreis durch den Winkel β ermittelt werden kann. Der Spannungstensor nimmt dann folgende Form an:

$$\sigma_{ij}^* = \begin{pmatrix} \sigma_I & 0 \\ 0 & \sigma_{II} \end{pmatrix}. \quad (2.191)$$

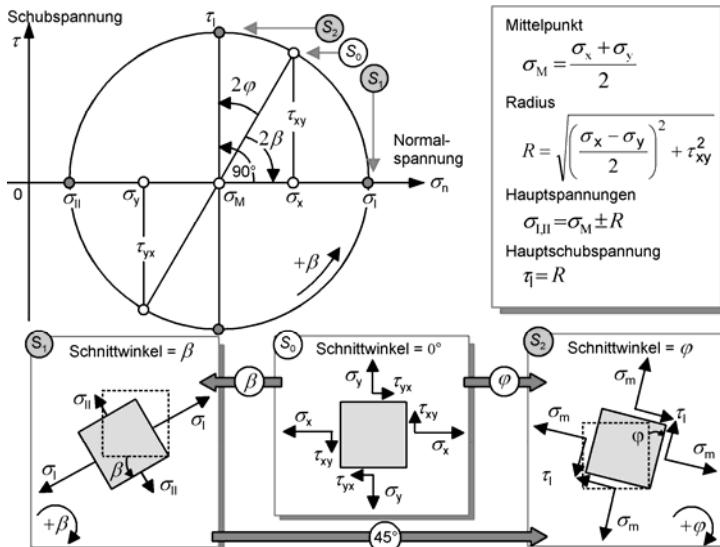


Abb. 2.96 Ermittlung der Hauptspannungen und der Hauptschubspannung mithilfe des Mohrschen Kreises beim ebenen Spannungszustand

Die maximale Schubspannung, die *Hauptschubspannung*, ist betragsmäßig gleich dem Radius des Mohrschen Kreises. Die Ausrichtung der Schnittebene ergibt sich mithilfe des Winkels 2φ ausgehend vom ursprünglichen Spannungszustand S_0 oder durch die Drehung der Hauptachsen um 45° im Uhrzeigersinn.

In Abb. 2.97 ist der Mohrsche Spannungskreis für verschiedene Umformprozesse dargestellt, für die der Sonderfall des einachsigen bzw. ebenen Spannungszustands ($\sigma_{III} = 0$) vorliegt.

Räumlicher Spannungszustand

Auch für den räumlichen Spannungszustand existieren für jeden beliebigen Punkt im Bauteil jeweils drei rechtwinklig aufeinander stehende Schnittebenen mit Extremwerten der Normalspannungen, wo zugleich die Schubspannungen verschwinden.

Die drei Normalspannungen heißen *Hauptspannungen* oder *Hauptnormalspannungen* und werden nach folgender Vereinbarung bezeichnet /Kop98, Kal84/:

$$\sigma_I \geq \sigma_{II} \geq \sigma_{III}. \quad (2.192)$$

Zur Bestimmung der Eigenwerte des Spannungstensors σ_{ij} und somit der Hauptnormalspannungen gilt:

$$\det[\sigma_{ij} - \sigma_n \delta_{ij}] = 0; \begin{vmatrix} \sigma_x - \sigma_n & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y - \sigma_n & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z - \sigma_n \end{vmatrix} = 0 \quad (2.193)$$

mit

$$\delta_{ij} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}. \quad (2.194)$$

Die geeignete Umformung von Gl. (2.193) führt zum folgenden Polynom dritten Grades mit der Unbekannten σ_n :

$$\sigma_n^3 - J_1 \sigma_n^2 - J_2 \sigma_n - J_3 = 0. \quad (2.195)$$

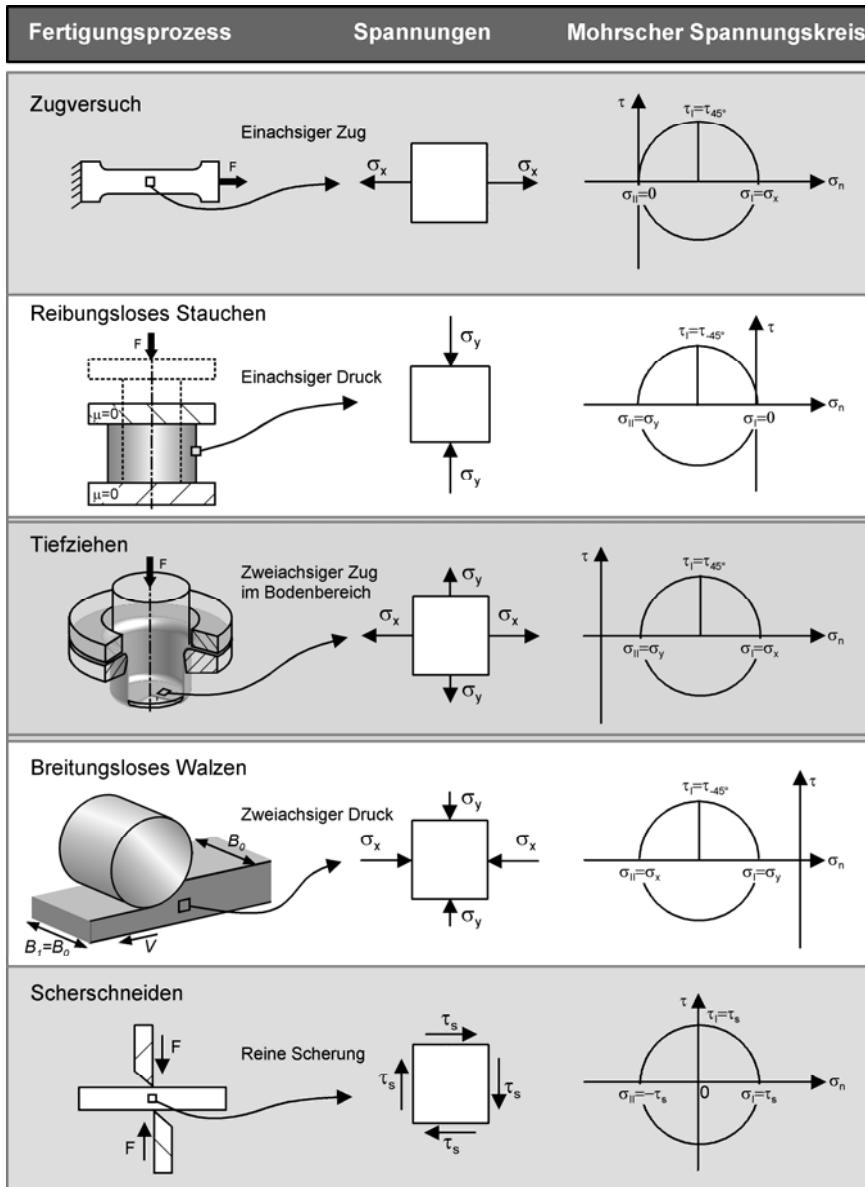


Abb. 2.97 Mohrscher Spannungskreis für Sonderfälle des einachsigen und des ebenen Spannungszustands

Die skalaren Koeffizienten J_1 , J_2 und J_3 werden *Spannungsinvarianten* genannt und ergeben sich aus den Spannungskomponenten zu /Kop98, Kal84/:

$$J_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z , \quad (2.196)$$

$$J_2 = \sigma_x \sigma_y + \sigma_y \sigma_z + \sigma_z \sigma_x - \tau_{xy}^2 - \tau_{yz}^2 - \tau_{xz}^2 , \quad (2.197)$$

$$J_3 = \sigma_x \sigma_y \sigma_z + 2\tau_{xy}\tau_{xz}\tau_{yz} - (\sigma_x \tau_{yz}^2 + \sigma_y \tau_{xz}^2 + \sigma_z \tau_{xy}^2) . \quad (2.198)$$

Die Bedingung, dass im Hauptspannungszustand die Schubspannungen zu null werden müssen, ergibt in Gl. (2.193):

$$\begin{vmatrix} \sigma_I - \sigma_n & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{II} - \sigma_n & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{III} - \sigma_n \end{vmatrix} = 0 . \quad (2.199)$$

Der Begriff *Spannungsinvarianten* röhrt daher, dass diese bei Drehung der Schnittrichtung bzw. des Koordinatensystems unverändert bleiben /Kop98/. Für den Hauptspannungszustand lassen sich die Spannungsinvarianten wie folgt ausdrücken:

$$J_1 = \sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III} , \quad (2.200)$$

$$J_2 = \sigma_I \sigma_{II} + \sigma_{II} \sigma_{III} + \sigma_{III} \sigma_I , \quad (2.201)$$

$$J_3 = \sigma_I \sigma_{II} \sigma_{III} . \quad (2.202)$$

Die mittlere Normalspannung σ_m bzw. der hydrostatische Druck p ergibt sich aus der ersten Spannungsvariante /Kal84/:

$$\sigma_m = -p = \frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) = \frac{1}{3}(\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III}) = \frac{1}{3}J_1 . \quad (2.203)$$

Mithilfe dieser Größe kann ein beliebiger Spannungszustand in einen hydrostatischen und einen deviatorischen Anteil zerlegt werden:

$$\underline{\sigma}_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \sigma_x - \sigma_m & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y - \sigma_m & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z - \sigma_m \end{pmatrix}. \quad (2.204)$$

σ_m : Hydrostatische Spannung σ'_{ij} : Deviatorische Spannung

Der hydrostatische (oder isotrope) Spannungsanteil besteht aus drei gleichen Normalspannungen, die dem Mittelwert der drei Normalspannungskomponenten des gegebenen Spannungszustands entsprechen. Dieser Spannungsanteil ist von der Ausrichtung des Koordinatensystems unabhängig.

Beim deviatorischen Spannungsanteil σ'_{ij} vermindern sich die Normalspannungen um die mittlere Spannung, während die Schubspannungen unverändert bleiben.

Da beim Hauptspannungszustand keine Schubspannungen auftreten, vereinfacht sich die Schreibweise der Zerlegung und kann in Form von Vektoren ausgedrückt werden:

$$\underline{\sigma}_{ii} = \underbrace{\begin{pmatrix} \sigma_m \\ \sigma_m \\ \sigma_m \end{pmatrix}}_{\text{Hydrost. Anteil}} + \underbrace{\begin{pmatrix} \sigma_I - \sigma_m \\ \sigma_{II} - \sigma_m \\ \sigma_{III} - \sigma_m \end{pmatrix}}_{\text{Deviat. Anteil}}. \quad (2.205)$$

Das Skalarprodukt dieser beiden Vektoren ist gleich null. Das bedeutet, dass sie im Hauptspannungsraum senkrecht aufeinander stehen (Abb. 2.98).

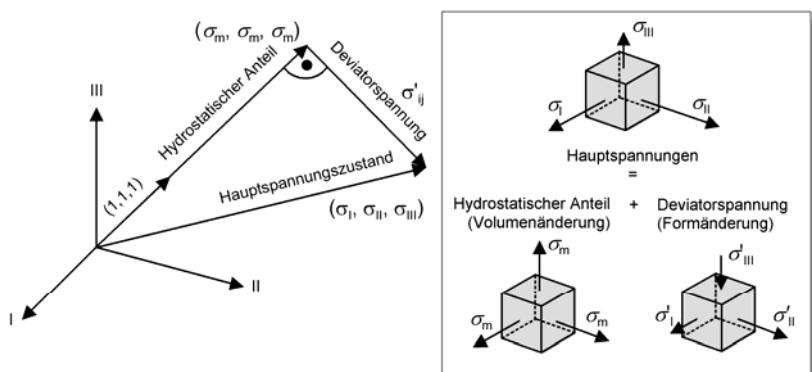


Abb. 2.98 Zerlegung des Hauptspannungszustands in einen hydrostatischen und einen deviatorischen Anteil

Die Zerlegung des Spannungszustands in diese zwei Anteile ist von großer Bedeutung für die Berechnung von Umformprozessen und hat folgende physikalische Hintergründe /Kal84/:

Der hydrostatische Spannungsanteil hat bei der Umformung von inkompressiblen Materialien, wie es bei herkömmlichen Schmiede- und Blechumformprozessen angenommen wird, keinen Einfluss auf den Eintritt des Fließens. Demgegenüber bewirkt eine hydrostatische Spannung bei der Umformung kompressibler Bauteile, wie poröser Bauteile oder Sinterbauteile, eine bleibende Formänderung, die ausschließlich als Volumenänderung zum Ausdruck kommt.

Demzufolge ist alleine die Deviatorspannung für das Fließen inkompressibler Materialien verantwortlich. Erwähnenswert an dieser Stelle ist die v. Mises Fließbedingung. Diese basiert auf der Überlegung, dass der Eintritt der plastischen Verformung vom ausgewählten Koordinatensystem unabhängig ist, und verwendet daher die zweite Invariante des deviatorischen Spannungsanteils σ_{ij}' (siehe Kap. 2.5.3.8).

Bei der Beschreibung des Fließvorgangs existieren unterschiedliche Plastizitätsmodelle. Neben der erwähnten v. Mises Fließbedingung gehört die Fließbedingung nach Tresca zu den bekanntesten Modellen (siehe Kap. 2.5.3.8).

In der Fließbedingung nach Tresca wird angenommen, dass eine plastische Verformung beginnt, wenn die maximale Schubspannung den Wert erreicht, der bei reinem Schub das Fließen verursacht /Kal84/. Daher kommt der Berechnung der maximalen Schubspannungen (Hauptschubspannungen) bei dreidimensionaler Beanspruchung eine große Bedeutung zu.

Analog zur Ermittlung des Hauptspannungszustands können die Hauptschubspannungen aus den Haupt(normal)spannungen hergeleitet werden /Pes83/:

$$\tau_I = \frac{1}{2}(\sigma_{II} - \sigma_{III}), \quad (2.206)$$

$$\tau_{II} = \frac{1}{2}(\sigma_I - \sigma_{III}), \quad (2.207)$$

$$\tau_{III} = \frac{1}{2}(\sigma_I - \sigma_{II}). \quad (2.208)$$

Ähnlich zum Sonderfall des ebenen Spannungszustands kann das Prinzip des Mohrschen Spannungskreises ebenfalls für den räumlichen Spannungszustand verwendet werden /Kal84/.

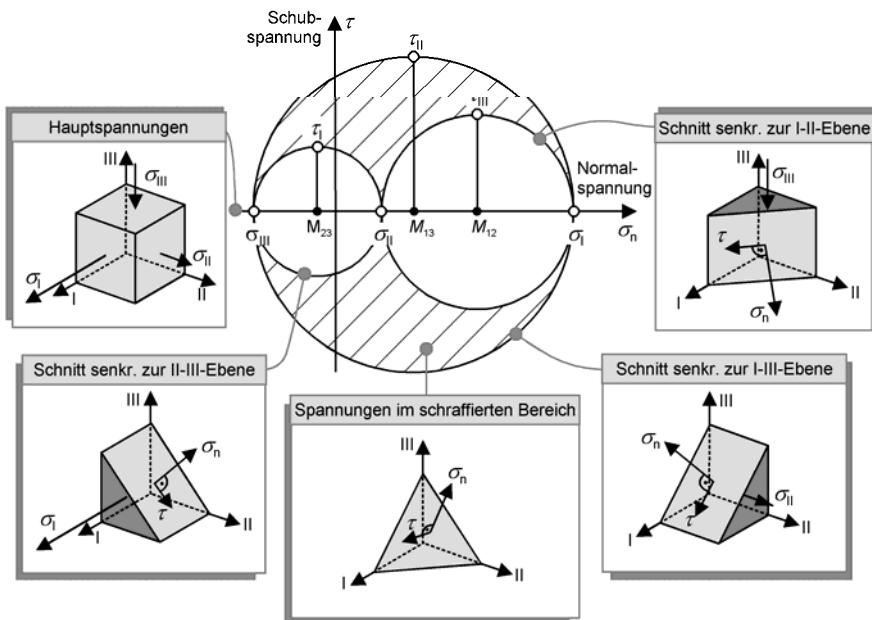


Abb. 2.99 Mohrsche Spannungskreise für einen dreiachsigem Spannungszustand

Der Zusammenhang zwischen Normalspannung σ_n und Schubspannung τ für beliebige Schnitte bezüglich der drei Hauptachsen wird in einer Ebene durch drei Mohrsche Spannungskreise dargestellt (Abb. 2.99). Hierbei entsprechen die Hauptschubspannungen den Radien der Kreise und die Hauptspannungen den Schnittpunkten mit der σ_n -Achse.

Daraus ist zu erkennen, dass die Hauptschubspannungen in Schnittebenen auftreten, die jeweils parallel zu einer Hauptachse liegen und mit den beiden anderen Hauptachsen einen Winkel von 45° bilden. Die Punkte innerhalb des schraffierten Gebiets liefern die Spannungskomponenten für jeden beliebigen Schnitt.

2.5.1.3 Dehnung und Umformgrad

In den vorangegangenen Abschnitten wurden diejenigen Spannungsbegriffe definiert, die für die Beschreibung der inneren Beanspruchungen eines Körpers unter äußerer Belastung verwendet werden. Die Beanspruchung eines Körpers durch äußere Lasten, wie Kräfte oder Momente, führt zu einer Veränderung der Form. Bei der Verformung metallischer Werkstoffe unter Last wird grundsätzlich zwischen elastischer und plastischer Formänderung unterschieden (Abb. 2.100).

Linear elastische Formänderung

Der metallische Werkstoff verändert seine Form in Abhängigkeit von der Belastung, wobei zwischen Formänderung und Belastung ein linearer Zusammenhang besteht. Nach Entfernung der Belastung geht der Werkstoff in seine Ausgangsform zurück. Dieses Verhalten wird als elastisch bezeichnet, d.h., es treten keine bleibenden Formänderungen auf. Die lineare Elastizitätstheorie, in der dieses Werkstoffverhalten durch das Hookesche Gesetz beschrieben wird (Kap. 2.5.2.6), ist durch das Prinzip der Superposition gekennzeichnet. Das bedeutet, dass die Berechnung der Spannungs- und Dehnungsverteilung in einem Bauteil, resultierend aus unterschiedlichen, gleichzeitig auftretenden Belastungen, durch Überlagerung der verschiedenen Spannungsverteilungen erfolgen darf.

Plastische Formänderung

Wird ein Werkstoff über das linear elastische Formänderungsvermögen hinaus belastet, geht der lineare Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung verloren (Abb. 2.100). Bei Entlastung stellt sich eine bleibende Formänderung ein, der Werkstoff reagiert plastisch. Daher ist im Gegensatz zum elastischen Bereich die Superposition von Belastungen im Falle plastischer Formänderung nicht gestattet. Die Belastungsgrenze, oberhalb derer kein linear elastisches Verhalten vorliegt, wird als Dehngrenze $R_{p0,2}$ bezeichnet.

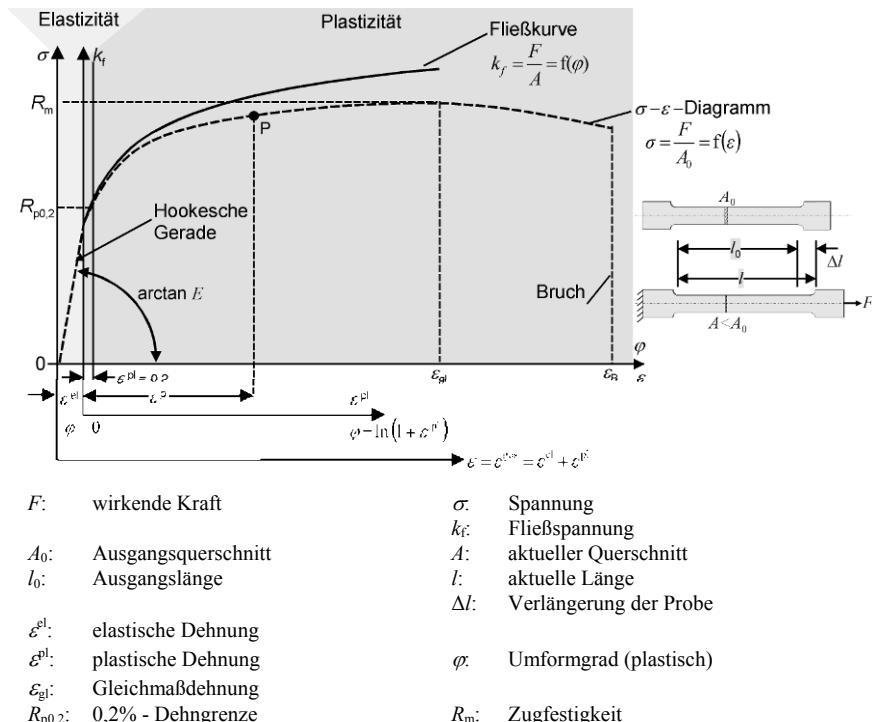


Abb. 2.100 Spannungs-Dehnungs-Diagramm und Fließkurve im Vergleich

Der Zusammenhang zwischen den in einem Bauteil auftretenden Spannungen und Dehnungen wird durch das Stoffgesetz hergestellt (Kap. 2.5.2.6). Er kann, wie im Abb. 2.100 in Form eines Spannungs-Dehnungs-Diagramms oder einer Fließkurve, grafisch dargestellt werden. Das Stoffgesetz und somit der Verlauf der Graphen ist vom Werkstoff abhängig.

Das Werkstoffverhalten unter Last, wie es in Abb. 2.100 gezeigt ist, wird anhand von Belastungsversuchen bestimmt. Beide Graphen, d.h. die Fließkurve $k_f(\varphi)$ und die Spannungs-Dehnungs-Kurve $\sigma(\varepsilon)$, werden durch einachsige Belastung, wie z.B. den Zugversuch, aufgenommen. Für den Spannungs-Dehnungs-Verlauf wird die herrschende Spannung auf den Ausgangsquerschnitt bezogen:

$$\sigma = \frac{F}{A_0} . \quad (2.209)$$

Im plastischen Bereich verjüngt sich der Querschnitt zunächst gleichmäßig, bis sich die Probe nach Überschreiten der Gleichmaßdehnung einschnürt.

Für die Betrachtung umformtechnischer Prozesse wird daher anstelle der technischen Spannung $\sigma(\varepsilon)$ die Fließspannung $k_f(\varphi)$ herangezogen, die sich auf den tatsächlichen Querschnitt bezieht:

$$k_f = \frac{F}{A} ; \quad A < A_0 . \quad (2.210)$$

Die Fließkurve k_f , welche über den Umformgrad φ aufgetragen wird, zeigt die Spannung, unter deren Einwirkung plastisches Fließen einsetzt.

Bei der Betrachtung der Formänderung wird neben elastischem und plastischem Verhalten zwischen der globalen und der lokalen Formänderung Unterschieden.

Globale Formänderung

Die globale Formänderung beschreibt die gesamte Änderung der äußeren Gestalt eines belasteten metallischen Körpers. Sie lässt sich anhand der Werkstückabmessungen vor und nach einem Umformprozess ermitteln. Somit ergibt sich nach der Entlastung des Körpers die globale plastische Dehnung $\varepsilon_l^{\text{pl}}$ (Abb. 2.101) aus dem Verhältnis der Verlängerung des Stabs Δl und seiner Ausgangslänge l_0 :

$$\varepsilon_l^{\text{pl}} = \int_{l_0}^{l_1} \frac{1}{l_0} dl = \frac{1}{l_0} \cdot l \Big|_{l_0}^{l_1} = \frac{l_1 - l_0}{l_0} = \frac{\Delta l}{l_0} . \quad (2.211)$$

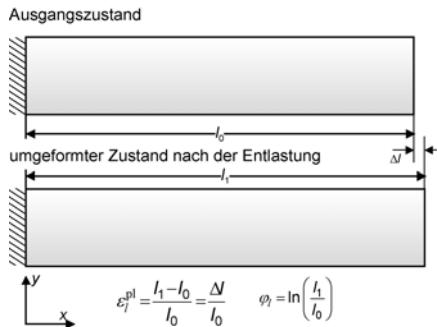


Abb. 2.101 Globale Betrachtung der Formänderung nach der Entlastung

Der Umformgrad φ (Abb. 2.101) ergibt sich anhand der aktuellen Länge l_1 der Probe unter Last und der Ausgangslänge l_0 und stellt somit ebenfalls eine globale Formänderung dar (s. Kap. 2.2):

$$\varphi_l = \int_{l_0}^{l_1} \frac{dl}{l} = \ln l \Big|_{l_0}^{l_1} = \ln \frac{l_1}{l_0} . \quad (2.212)$$

Zwischen den beiden globalen Größen $\varepsilon_l^{\text{pl}}$ und φ gilt der folgende Zusammenhang:

$$\varepsilon_l^{\text{pl}} = \frac{l_1 - l_0}{l_0} = \frac{l_1}{l_0} - 1 \Leftrightarrow \frac{l_1}{l_0} = \varepsilon_l^{\text{pl}} + 1 , \quad (2.213)$$

$$\varphi_l = \ln \frac{l_1}{l_0} \Rightarrow \varphi_l = \ln(\varepsilon_l^{\text{pl}} + 1) . \quad (2.214)$$

Für kleine plastische Dehnungen bis $\varepsilon^{\text{pl}} \approx 0,1$ gilt näherungsweise $\varepsilon^{\text{pl}} = \varphi$. Die Graphen für die Spannungs-Dehnungs-Beziehung und die Fließkurve liegen hier aufeinander, wie aus Abb. 2.100 ersichtlich ist. Für eine weitere detaillierte Erläuterung des Zusammenhangs zwischen Dehnung und Umformgrad wird auf Kap. 2.2 verwiesen.

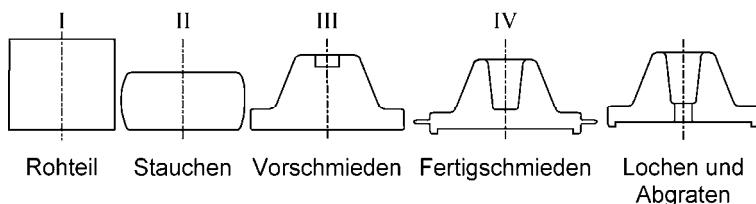


Abb. 2.102 Beispielhafte Stadienfolge beim Gesenkschmieden

Bei räumlicher Betrachtung der Umformgrade ergibt sich aufgrund der für plastische Verformungen geltenden Volumenkonstanz (siehe Kap. 2.2) die Summe der Umformgrade in allen Raumrichtungen zu null.

$$\varphi_x + \varphi_y + \varphi_z = 0 . \quad (2.215)$$

Im Falle mehrerer Umformoperationen, die ein Werkstück erfährt, besitzt der Umformgrad φ gegenüber der Dehnung ε den Vorteil, dass die entsprechenden Umformgrade der Einzeloperationen zu einem Gesamtumformgrad addiert werden dürfen (Abb. 2.102). Daher stellt der Umformgrad φ für die praktische Anwendung in der Umformtechnik eine anschauliche Größe dar.

Die Dehnungen ε eignen sich für diese Anwendung nicht (s. Kap. 2.2), da sie im Gegensatz zu den Umformgraden φ aufgrund der nichtlinearen Beziehungen im Bereich plastischer Verformungen nicht addiert werden dürfen (2.216):

$$\varphi_{\text{ges}} = \sum_{i=1}^n \varphi_i \quad ; \quad \varepsilon_{\text{ges}} \neq \sum_{i=1}^n \varepsilon_i . \quad (2.216)$$

In den meisten Fällen ist die Formänderung innerhalb eines umgeformten Bauteils nicht über das gesamte Volumen konstant. Daher gibt die globale Formänderung keinen Aufschluss über die Verteilung der lokalen Formänderungen im Werkstück.

Lokale Formänderung

Die detaillierte Betrachtung eines Umformprozesses macht es erforderlich die lokal im Werkstück auftretenden Formänderungen zu bestimmen. Diese Vorgehensweise, z.B. mithilfe der Finite-Element-Methode, macht es erst möglich Auskunft über den örtlich veränderlichen Stofffluss zu erhalten.

Dies soll hier am einfachen Beispiel eines einseitig eingespannten Zugstabs erläutert werden. Der Stab wird gedanklich in Kontinuumselemente mit der Länge dx unterteilt. Die Ecken der Kontinuumselemente werden durch Knoten dargestellt.

Für jeden dieser Knoten eines einzelnen Elements kann die Ermittlung der lokalen Dehnung $\varepsilon_{x, \text{lok}}$ wie es in Abb. 2.103 gezeigt ist, durch die Ableitung der Verschiebung u dieses Knotens nach dem Ort x erfolgen:

$$\varepsilon_{x, \text{lok}} = \frac{\partial u_x}{\partial x} . \quad (2.217)$$

In $\varepsilon_{x, \text{lok}}$ ist auch die allerdings sehr geringe elastische Dehnung enthalten.

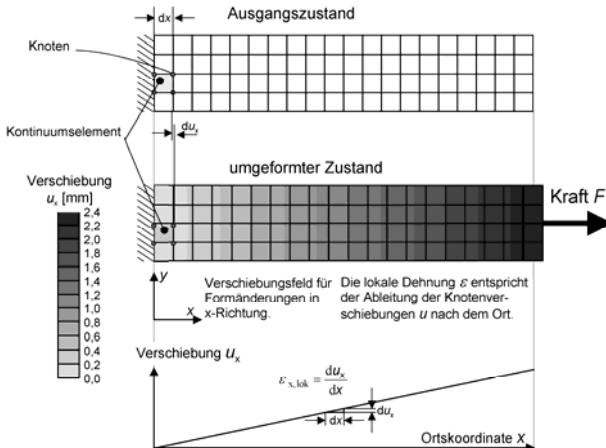


Abb. 2.103 Lokale Betrachtung der Formänderung

Formänderungsvermögen

Das Formänderungsvermögen, auch Umformvermögen genannt, ist ein allgemeiner Ausdruck für die Eigenschaft eines metallischen Werkstoffs, bleibende Formänderungen ohne Werkstofftrennung zu ertragen. Für Grundvorgänge der Werkstoffprüfung (Zug-, Druck- und Verdrehversuch) kann der Bruchumformgrad $\varphi_{h, Br}$ zur Bestimmung des maximalen Formänderungsvermögens des Werkstoffs herangezogen werden.

Das Maß für das Formänderungsvermögen im Druckversuch ist demnach die logarithmische Bruchformänderung:

$$\varphi_{h, Br} = \ln \frac{h_{Br}}{h_0}. \quad (2.218)$$

Hierbei ist h_0 die Höhe der unverformten Probe und h_{Br} die Höhe zum Zeitpunkt des Werkstoffversagens. Das Versagen tritt dann ein, wenn der Werkstoffzusammensetzung vollständig verloren geht oder Anrisse makroskopisch sichtbar werden. Die in einem Umformprozess erzielbaren Formänderungen sind durch das Formänderungsvermögen des Werkstoffs begrenzt. Dieses hängt im starken Maße vom Spannungszustand während der Umformung ab. Während z.B. bei einachsiger Streckung weicher Stähle (vgl. Abb. 2.104) schon bei rund 20% Formänderung eine örtliche, rasch zum Bruch führende Einschnürung zu beobachten ist, lassen sich bei Verfahren mit überwiegenden Druckanteilen wesentlich höhere Formänderungen erzielen. Diese betragen ohne jegliche Werkstofftrennung je nach Prozessbedingungen 80% und mehr. Die Verfahren des Druckumformens sind bezüglich der Größe der erreichbaren Formänderungen deshalb den Verfahren des Zugumformens überlegen, weil die einzelnen Werkstoffteilchen während der Formänderung unter gegenseitigem Druck stehen.

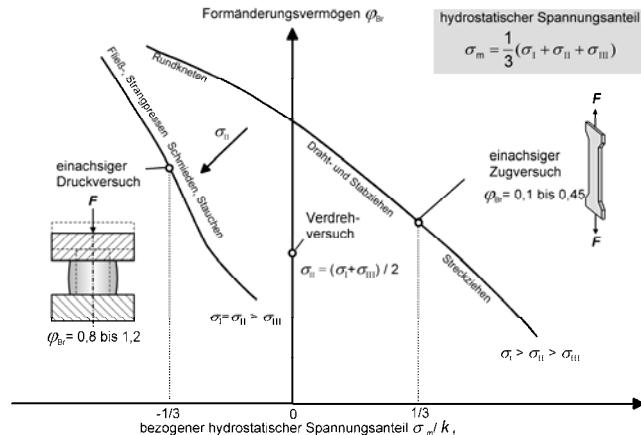


Abb. 2.104 Schematische Darstellung des Formänderungsvermögens in Abhängigkeit vom bezogenen Spannungsmittelwert (nach /Ste65/)

Dieser Zustand erschwert die Rissbildung bzw. die Rissausbreitung und setzt die Gleitebenen, die durch Abgleiten zur Formänderung beitragen können, unter Spannung. Der hydrostatische Spannungsanteil (vgl. Kap. 2.5.1.2) gilt als Maß für diese von der Art des Spannungszustands ausgehende Stützwirkung. Er entspricht dem arithmetischen Mittelwert der drei Hauptnormalspannungen σ_I , σ_{II} und σ_{III} :

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III}). \quad (2.219)$$

Im Allgemeinen gilt, dass das Formänderungsvermögen eines Werkstoffes bei negativen Werten von σ_m (hydrostatischer Druck) größer ist als bei positiven (hydrostatischer Zug) und dass bei negativem Wert σ_m das Formänderungsvermögen umso größer ist, je größer der Betrag von σ_m ist.

Einen Einfluss auf den Fließbeginn hat der hydrostatische Spannungsanteil allerdings nicht.

In Abb. 2.105 sind die Berechnungen der hydrostatischen Spannungsanteile für verschiedene Belastungszustände dargestellt. Der Belastungsfall d) lässt aufgrund der höchsten hydrostatischen Druckspannung auf das höchste Formänderungsvermögen schließen. Technisch lässt sich dieses Phänomen beispielsweise nutzen, indem der Umformprozess in einem mit Druck beaufschlagten Medium stattfindet und dadurch höhere Umformgrade als unter atmosphärischem Druck realisiert werden können. Ein sehr anschauliches Beispiel stellt hier das Umformen des als äußerst spröde bekannten Marmors dar (Abb. 2.106).

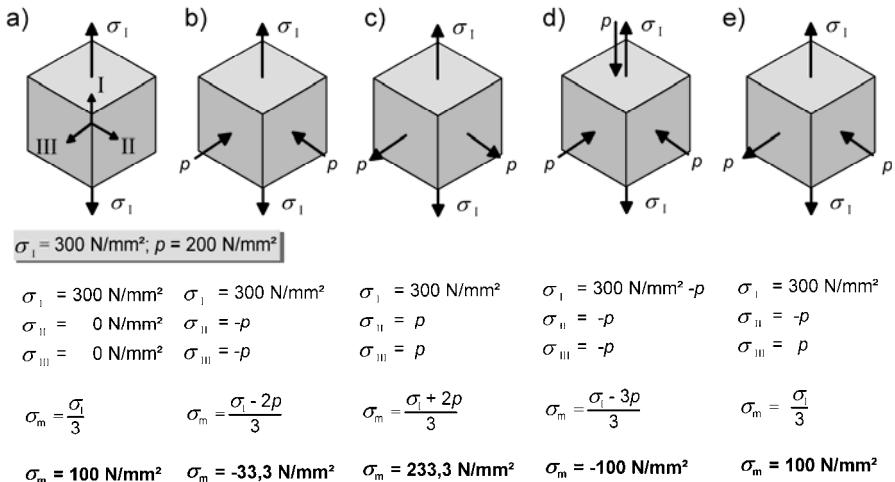


Abb. 2.105 Bestimmung des mittleren hydrostatischen Spannungszustands für unterschiedliche Spannungszustände

Bereits im Jahre 1911 erbrachte Th. von Kármán /Kar11/ den experimentellen Nachweis, dass Marmor, der sich beim normalen Zugversuch (Trennbruch) und Druckversuch (Schubbruch) völlig spröde verhält und ohne jede bleibende Formänderung versagt, umformbar ist, wenn beim Druckversuch neben dem Längsdruck σ_I zusätzlich ein entsprechend hoher Druck in Querrichtung σ_r wirksam ist (Abb. 2.106). So sind bei einem Radialdruck von 320 MPa selbst bei Marmor Umformgrade von $\varphi_{Br} = 0,1$ realisierbar.

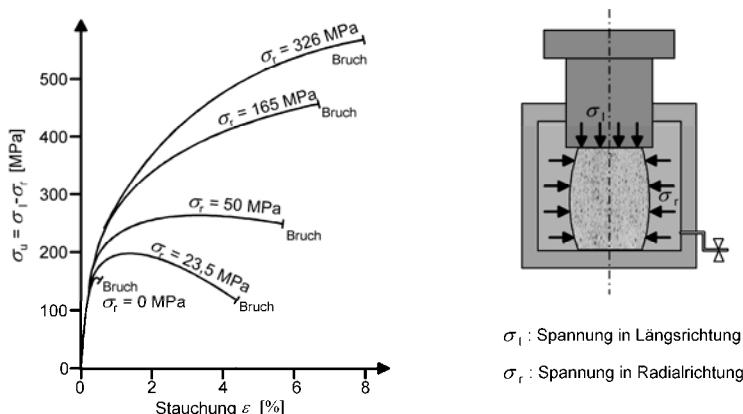


Abb. 2.106 Maximal erzielbare Stauchung bei unterschiedlichen überlagerten Radialspannungen in Abhängigkeit der auftretenden Umformspannung beim Stauchen von Marmor /Kar11/

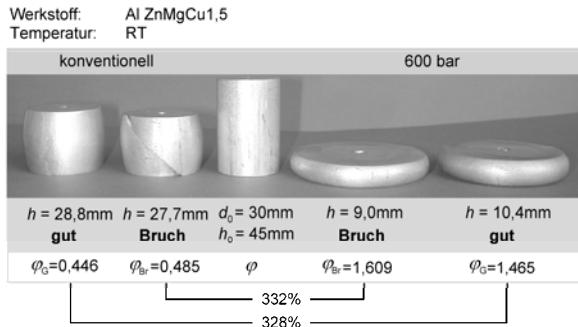


Abb. 2.107 Letzte fehlerfreie (Grenzumformgrad φ_G) und erste rissbehaftete (Bruchumformgrad φ_{Br}) Zylinderstauchprobe aus Al ZnMgCu1,5 umgeformt bei RT und 0 bar bzw. 600 bar /Mei04/

Als weiteres Beispiel sind in Abb. 2.107 Stauchproben aus AlZnMgCu1,5 dargestellt, die jeweils bei Raumtemperatur konventionell bzw. bei einem Radialdruck von $p = 600$ bar umgeformt wurden. Durch das Aufbringen des Radialdrucks können Umformgrade realisiert werden, die um bis zu 328% höher liegen, als dieses beim konventionellen Stauchen der Fall ist.

2.5.1.4 Werkstoffmodelle

In der Elastizitätsrechnung wurden bisher Spannungen und Dehnungen behandelt. Um zu erläutern, unter welchen Bedingungen plastische Formänderungen auftreten, wird der Begriff der Fließspannung eingeführt. Im einachsigen Spannungszustand ist die Fließspannung als Betrag der Spannung definiert, welche zum plastischen Fließen führt.

Die Fließspannung ist u.a. abhängig von den Legierungsbestandteilen und der Gefügestruktur, der Größe der vorausgegangenen Formänderung sowie von Prozessgrößen wie der momentanen Formänderungsgeschwindigkeit (s. Kap. 2.5.3.4) und der Umformtemperatur.

Die Fließkurve bildet die Grundlage für die Berechnung umformtechnischer Zielgrößen. Mit ihrer Hilfe können die globalen Prozessgrößen wie Kräfte, Energien, Leistungen, aber auch lokale Zustandsgrößen wie Spannungen, Formänderungen und Temperaturen berechnet werden. Darüber hinaus sind mithilfe von Fließkurven Aussagen über die Werkstoffverfestigung möglich /Kop98/.

Zur Vereinfachung werden die mechanischen Werkstoffeigenschaften als Hookesche Gerade (elastisch) und Fließkurve (plastisch) mithilfe von idealisierten Werkstoffmodellen beschrieben. Typische Modelle sind in Abb. 2.108 dargestellt. Bei den starren (starr-idealplastisch, starr-linear verfestigend und starr-real verfestigend) Werkstoffmodellen wird der elastische Anteil vernachlässigt. Aufgrund der im Vergleich zu den elastischen Formänderungen sehr großen plastischen Formänderungen werden starre-idealplastische Werkstoffmodelle im Wesentlichen zur Berechnung von Massivumformvorgängen verwendet.

Während die Modelle mit Berücksichtigung der Verfestigung in der Kaltmassivumformung verwendet werden, kommen Werkstoffmodelle ohne Verfestigung in der Warmmassivumformung zum Einsatz. Bei den Betrachtungen von Blechumformprozessen wird in der Regel das elastisch-real verfestigende Stoffmodell verwendet. Der Zusammenhang zwischen plastischen Dehnungen und dem Spannungszustand wird durch die Fließregel hergestellt. Neben der Fließbedingung und dem Verfestigungsgesetz bildet die Fließregel einen Anteil eines Stoffgesetzes der Plastizitätsrechnung zur Beschreibung des Materialverhaltens.

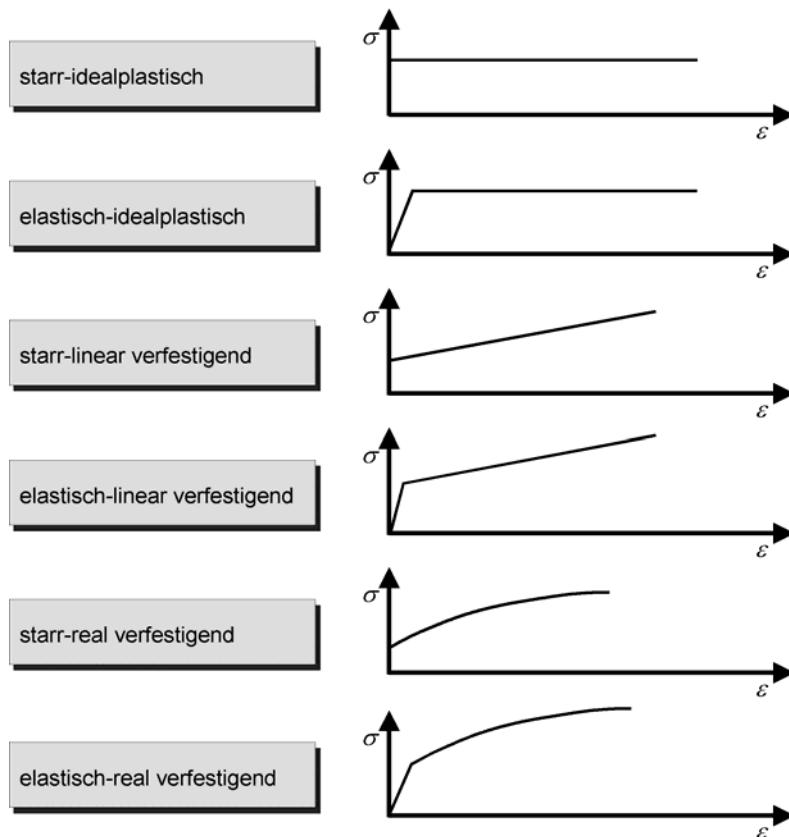


Abb. 2.108 Verschiedene idealisierte Werkstoffmodelle

2.5.1.5 Gegenüberstellung der Elastizitäts- und Plastizitätsrechnung

Der Ingenieur beschreibt Umformprozesse mathematisch, um deren Verhalten vorhersagen zu können. Die Art der Beschreibung und die hierbei getroffenen Annahmen bestimmen wesentlich das Ergebnis der Betrachtung. Grundsätzlich wird zwischen linear elastischer und nichtlinear plastischer Verformung des Werkstoffs unterschieden, wobei während eines Umformprozesses eines metallischen Werkstoffs beide Verformungen, die elastische und die plastische Verformung, gemeinsam auftreten.

Das rein elastische Verhalten eines metallischen Körpers tritt für sehr kleine Verformungen auf und es gilt das Superpositionsprinzip, nach dem sich einzelne elastische Verformungen überlagern, ohne einander zu beeinflussen.

Die nichtlineare plastische Verformung tritt bei großen Verformungen auf, das Material fließt. Im Gegensatz zu elastischen Verformungen bleiben plastische Verformungen nach Wegnahme der äußeren Lasten erhalten. Der qualitative elastische und plastische Anteil der Verformung einer Zugprobe ist im Spannungs-Dehnungs-Diagramm gemäß Abb. 2.109 dargestellt.

Trotz der Unterschiede zwischen dem elastischen und plastischen Verformungsverhalten lässt sich bei der Berechnung dieser beiden Anteile gemäß Tabelle 2.9 eine analoge Vorgehensweise ableiten.

Sowohl für die Elastizitätsrechnung als auch für die Plastizitätsrechnung muss zunächst eine Analyse des betrachteten Problems durchgeführt werden. So sind Annahmen und Randbedingungen des Problems zu definieren, z.B. bezüglich des Materialverhaltens oder der äußeren, an den Körper angreifenden Kräfte. Auf Basis der getroffenen Annahmen bzw. Randbedingungen können die Gleichgewichtsbedingungen für das betrachtete Problem aufgestellt werden (Kap. 2.5.2.3).

Weiterhin werden für den elastischen Fall die Verschiebungs-Formänderungsbeziehungen aufgestellt, nach denen die Dehnungen mit den entsprechenden Verschiebungen im Bauteil verknüpft werden. Analog zu dieser Vorgehensweise werden für den plastischen Fall Formänderungsgeschwindigkeits-Beziehungen aufgestellt, da im plastischen Fall die Stoffflussgeschwindigkeit im Bauteil von relevanter Bedeutung ist (Kap. 2.5.3.4).

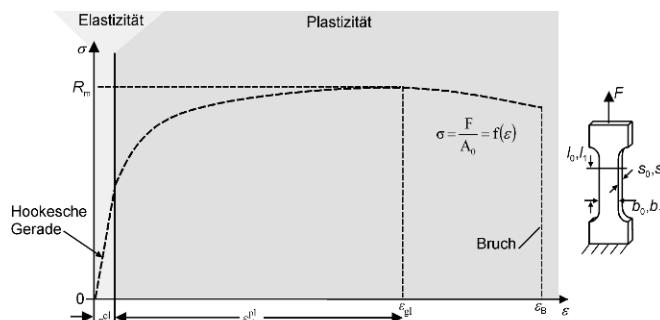


Abb. 2.109 Elastischer und plastischer Bereich im qualitativen Spannungs-Dehnungs-Verlauf einer Zugprobe

Tabelle 2.9 Gegenüberstellung der Elastizitäts- und Plastizitätsrechnung

Pkt.	Elastizitätsrechnung Kap. 2.5.2 Anwendung: Festigkeitslehre	Plastizitätsrechnung Kap. 2.5.3 Anwendung: Umformtechnik
I.	Analyse des betrachteten Problems z.B. mechanische, thermische Problemstellung, sind Symmetrien vorhanden	
II.	Annahmen/Voraussetzungen Kap. 2.5.2.1 kleine Formänderungen Gleichgewicht am unverformten Körper linear elastisches Materialverhalten (Hooke'sches Gesetz) linearisierte geometrische Beziehungen	Kap. 2.5.3.1 Volumenkonstanz Werkstoff isotrop und homogen; bei Blechen wird Anisotropie berücksichtigt Fließkurve im Zug- und Druckgebiet gleich Werkzeuggeometrie zu jeder Zeit bekannt vollständige Vorgabe der Kinematik linearisierte geometrische Beziehungen
III.	Randbedingungen (Verschiebungen, Belastungen), die zu erfüllen sind Kap. 2.5.2.2	Kap. 2.5.3.2
IV.	Kräftegleichgewicht in jedem Punkt Kap. 2.5.2.3	Kap. 2.5.3.3
V.	Formänderung Kap. 2.5.2.4 Verschiebungs-Formänderungs-Beziehungen z.B. $\epsilon_x = \frac{\partial u_x}{\partial x}$ u_x = Verschiebung in x-Richtung	Formänderungsgeschwindigkeit Kap. 2.5.3.4 Verschiebungsgeschwindigkeit-Formänderungsgeschwindigkeits-Beziehungen z.B. $\dot{\epsilon}_x = \frac{\partial v_x}{\partial x}$ v_x = Verschiebungsgeschwindigkeit in x-Richtung
VI.	Kontinuitätsbedingung Kap. 2.5.2.5	Kap. 2.5.3.5
VII.	Stoffgesetz Kap. 2.5.2.6 Spannungs-Formänderungs-Beziehungen z.B. $\sigma = E \cdot \epsilon$ (Hooke'sches Gesetz)	Kap. 2.5.3.6 Spannungs-Formänderungs-geschwindigkeit-Beziehungen Stoffgesetz: Fließbedingung z.B. $F_{VM} = J'_2 - k^2 = 0$, Fließregel $\dot{\epsilon}_{ij} = \lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}}$ und Verfestigungsgesetz
	Beispielrechnungen Kap. 2.5.2.7	Kap. 2.5.3.9
	Weitere Anwendungsbeispiele Kap. 2.5.5.3 Finite-Element-Methode	Kap. 2.5.5.2 Schrankenverfahren

Die Verknüpfung der Geschwindigkeitsfelder für die einzelnen Raumrichtungen erfolgt mithilfe der Kontinuitätsbedingung, die nicht für den elastischen wohl aber für den plastischen Bereich von Relevanz ist (Kap. 2.5.2.5).

Das Umformverhalten wird mithilfe des Stoffgesetzes beschrieben, welches für den elastischen und den plastischen Bereich unterschiedlich formuliert wird. Für den elastischen Fall wird das Hookesche Gesetz herangezogen (Kap. 2.5.2.6). Für den plastischen Bereich setzt sich das Stoffgesetz aus den Elementen

- Fließbedingung,
- Fließregel und
- Verfestigungsgesetz zusammen (Kap. 2.5.3.7).

Mithilfe der aufgestellten Gleichungen (Tabelle 2.9, Pkt. IV–VII) lassen sich Spannungen und Verschiebungen (elastischer Fall) bzw. Geschwindigkeiten (plastischer Fall) im Bauteil berechnen.

2.5.2 Elastizitätsrechnung

2.5.2.1 Annahmen

Für die Berechnung der Spannungs- und Dehnungsverhältnisse nach der linearen Elastizitätstheorie ist es notwendig, folgende idealisierende Annahmen zu treffen:

- Der Werkstoff wird als homogen, isotrop und linear elastisch angesehen (Hookesches Gesetz).
- Die Beanspruchungen werden als quasistatisch, d.h. über die Zeit unveränderlich und richtungstreu, betrachtet, es treten keine Massenkräfte auf.
- Die Verschiebungen u_x , u_y , u_z sind klein gegenüber den Abmessungen des Bauteils. Es treten infinitesimal kleine Verschiebungen, sowie Verdrehungen (Balken) und Verzerrungen (Kontinuumselemente) auf.
- Die Ableitungen der Verschiebungskomponenten sind $\ll 1$. Die geometrischen Beziehungen werden linearisiert, d.h. quadratische und Glieder höherer Ordnung der Verzerrungs- und Verschiebungsbeziehungen dürfen vernachlässigt werden, daher gilt $\tan \alpha = \alpha$ bzw. $\sin \alpha = \alpha$ und $\cos \alpha = 1$.

Daraus ergeben sich die weiteren Annahmen:

- Aufgrund der Linearisierung der geometrischen Beziehungen (Dehnungen und Scherungen) sowie des linearen Zusammenhangs zwischen Spannungen und Dehnungen (Hookesches Gesetz) dürfen Belastungs- und Verformungsgrößen überlagert werden (Superposition).
- Da kleine Verformungen auftreten, darf das Gleichgewicht am unverformten System ermittelt werden.

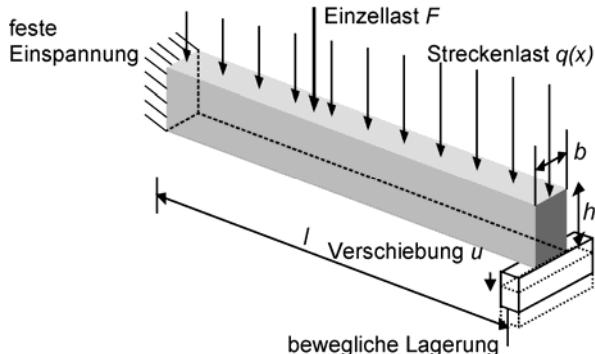


Abb. 2.110 Randbedingungen für die Berechnung des Biegebalkens

2.5.2.2 Randbedingungen

Zur Lösung mechanischer Aufgaben, wie z.B. der Ermittlung der Schnittkraftverläufe am Biegebalken, sind Differenzialgleichungen in Form von Randwertaufgaben zu lösen. Das heißt, ausgehend von den Vorgaben des mechanischen Systems, welche als Randbedingungen in die Berechnungen eingehen (Abb. 2.110), sind die funktionellen Zusammenhänge zwischen der Belastung, den Schnittkräften und den Verformungen herzustellen. Zu diesen Bedingungen zählen die Randbedingungen wie die Belastung des Bauteils durch:

- Zwangslasten aus Temperaturdifferenzen,
- Streckenlasten $q(x)$,
- Flächenlasten,
- Einzellasten F und
- Momente.

Neben den Belastungen sind die kinematischen Randbedingungen eines Bauteils maßgebend für die auftretenden Schnittkraft- bzw. Spannungsverläufe:

- Lagerung (z.B. feste Einspannung oder bewegliche Lagerung),
- Verschiebungen u und
- Geschwindigkeit v .

2.5.2.3 Gleichgewichtsbedingung

In Kap. 2.5.1.1 wird der Spannungszustand in einem Punkt eines Körpers durch den Spannungstensor beschrieben. Da für jeden Punkt des betrachteten Körpers die Gleichgewichtsbedingungen sowohl in der Elastizitäts- als auch der Plastizitätsrechnung erfüllt sein müssen, sind die Komponenten des Spannungstensors nicht unabhängig voneinander.

Wird ein Körper als Kontinuum betrachtet, so liegt ein in Abhängigkeit vom Ort veränderlicher Spannungszustand vor. Die Spannungsverläufe lassen sich in der Regel durch stetige Funktionen der Ortskoordinaten abbilden.

Unter der Voraussetzung, dass die Funktionen stetig differenzierbar sind, kann der Spannungsverlauf zwischen zwei Punkten durch eine Taylor-Entwicklung, unter Vernachlässigung von Gliedern höherer Ordnung, abgebildet werden. Für die Herleitung der Gleichgewichtsbedingungen des ebenen Spannungszustands wird zunächst ein aus einer Scheibe mit der Dicke t herausgeschnittenes Element mit den zugehörigen Spannungen betrachtet (Abb. 2.111). Man erhält unter Berücksichtigung der Volumenkräfte f als Gleichgewichtsbedingungen für die x - und y -Richtung zwei gekoppelte Differenzialgleichungen mit den unabhängigen Komponenten σ_x , σ_y und $\tau_{xy} = \tau_{yx}$ (s. Kap. 2.5.1.1).

Das Kräftegleichgewicht in x -Richtung ergibt sich folgendermaßen:

$$f_x - \sigma_x dy t - \tau_{yx} dx t + \left(\sigma_x + \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} dx \right) dy t + \left(\tau_{yx} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} dy \right) dx t = 0 \quad (2.220)$$

bzw.

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + f_x = 0. \quad (2.221)$$

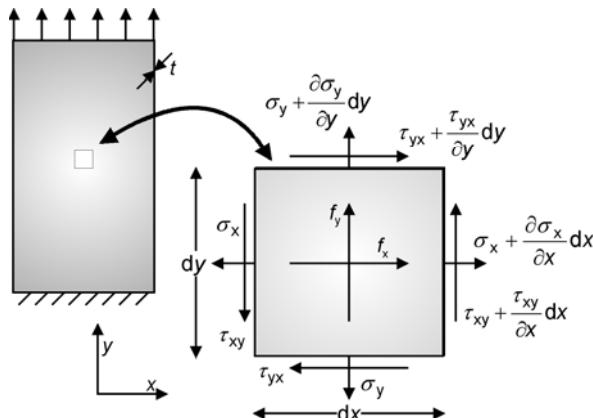


Abb. 2.111 Zweiachsiger Spannungszustand am infinitesimal kleinen Flächenelement

Analog wird das Kräftegleichgewicht in y -Richtung ermittelt:

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + f_y = 0. \quad (2.222)$$

Für den räumlichen Spannungszustand ergeben sich die Gleichgewichtsbedingungen entsprechend der Darstellung in Abb. 2.112. Mithilfe des Kräftegleichgewichts für alle drei Raumachsen ergeben sich die Gleichgewichtsbedingungen analog zum ebenen Spannungszustand

$$\sum F_x = 0 \Rightarrow \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} + f_x = 0, \quad (2.223)$$

$$\sum F_y = 0 \Rightarrow \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} + f_y = 0 \quad (2.224)$$

und

$$\sum F_z = 0 \Rightarrow \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + f_z = 0. \quad (2.225)$$

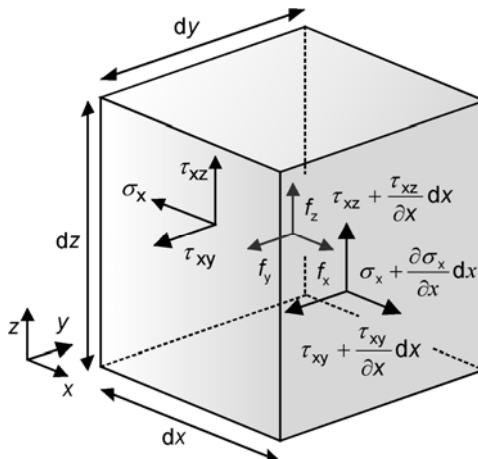


Abb. 2.112 Spannungszustand in der y - z -Ebene am infinitesimal kleinen Volumenelement

2.5.2.4 Formänderungen

Wird ein Körper gedanklich in einzelne Kontinuumselemente unterteilt, wie z.B. die Stauchprobe in Abb. 2.113, so besteht die Möglichkeit, die lokalen Formänderungen der Elemente unter Belastung zu analysieren. Im Bild ist zu erkennen, dass sich auf der Symmetriearchse der dargestellten Stauchprobe die Abmessungen der Elemente lediglich unter der Belastung verändern. In der Nähe der Mantelfläche der Stauchprobe liegen neben den Längenänderungen der Kontinuumselemente auch Winkeländerungen vor.

Diese geometrischen Formänderungen der Kontinuumselemente in einem Werkstück unter äußerer Einwirkungen lassen sich in zwei Grundtypen untergliedern:

- Dehnung und
- Scherung.

Eine Dehnung ε bzw. eine Längenänderung Δl , wie sie im Abb. 2.114 für ein einzelnes Flächenelement dargestellt ist, bedingt durch die Querdehnung ν (s. Kap. 2.5.2.6) eine Stauchung in der Querrichtung. Eine Scherung hingegen führt zu einer reinen Winkeländerung γ , die Längen der Elementkanten bleiben dabei unverändert (Abb. 2.114).

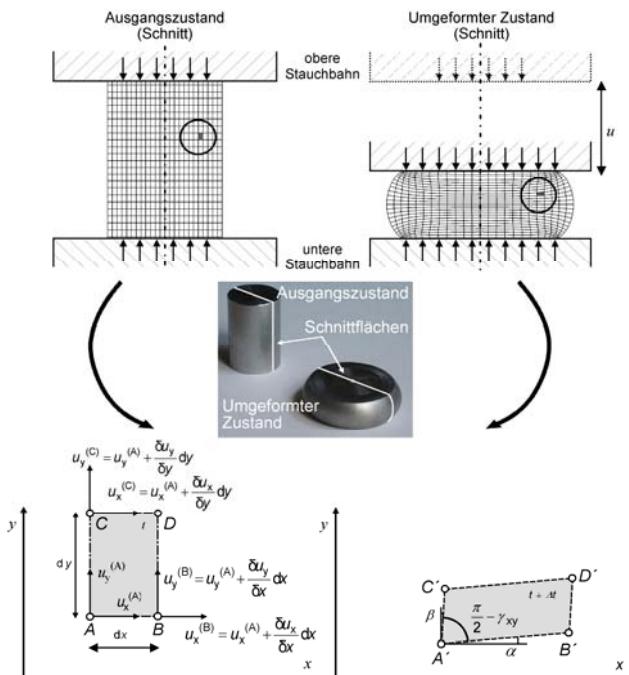


Abb. 2.113 Formänderungen am Beispiel des Stauchversuches

Dehnungen

Die Verlängerung des in Abb. 2.115 betrachteten Elementes in einer Richtung, bezogen auf die Ausgangslänge wird als Dehnung bezeichnet. Eine der Grundannahmen der linearen Elastizitätstheorie besteht in der Beschränkung auf kleine Verformungen.

Darauf aufbauend können nur kleine Winkeländerungen auftreten, so dass die Vereinfachung $\tan \alpha = \alpha$ vorgenommen werden darf. Somit unterscheidet sich die Elementkantenlänge $A'B'$ des verformten Elements nur geringfügig von ihrer Projektion auf die x -Achse:

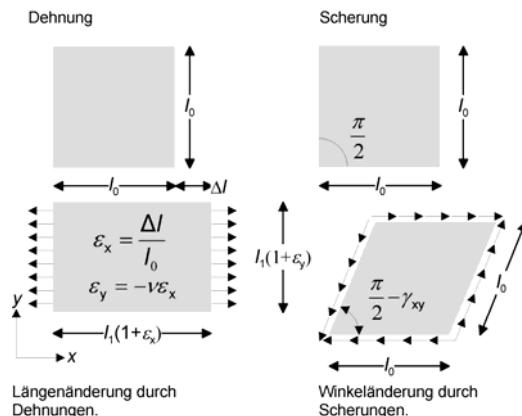


Abb. 2.114 Dehnung und Scherung am Flächenelement

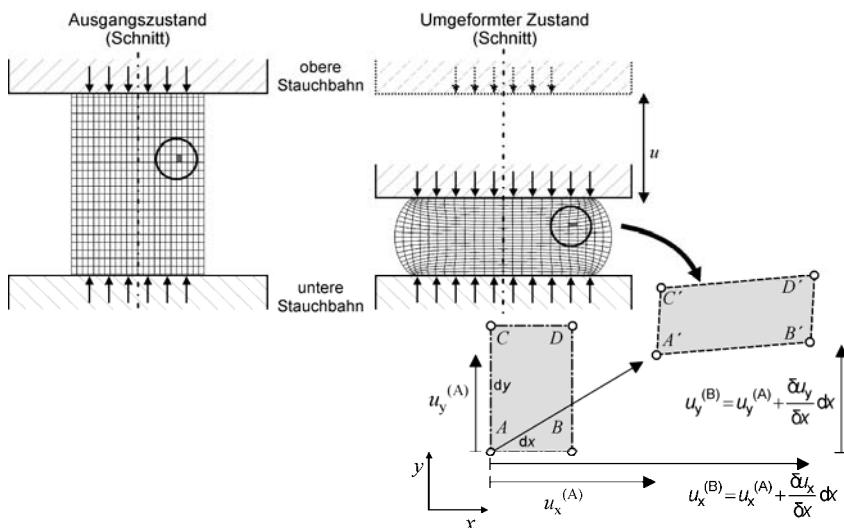


Abb. 2.115 Definition der Dehnung am infinitesimal kleinen Element

$$\overline{AB} \rightarrow \overline{A'B'} = dx + \left[u_x^{(A)} + \frac{\partial u_x}{\partial x} dx \right] - u_x^{(A)} = dx + \frac{\partial u_x}{\partial x} dx . \quad (2.226)$$

Für die Dehnungen in x - und y -Richtung gelten die folgenden Beziehungen:

$$\varepsilon_x = \frac{\overline{A'B'} - \overline{AB}}{\overline{AB}} = \frac{dx + \frac{\partial u_x}{\partial x} dx - dx}{dx} = \frac{\partial u_x}{\partial x} \quad (2.227)$$

und

$$\varepsilon_y = \frac{\overline{A'C'} - \overline{AC}}{\overline{AC}} = \frac{dy + \frac{\partial u_y}{\partial y} dy - dy}{dy} = \frac{\partial u_y}{\partial y} . \quad (2.228)$$

Scherung

Als Scherung werden die Änderungen der ursprünglichen Winkel eines Kontinuumselementes bezeichnet, welche durch auftretende Schubspannungen hervorgerufen werden. Im Fall reiner Scherung treten ausschließlich Winkeländerungen auf. Das hier angeführte Beispiel des Stauchversuchs zeigt die Überlagerung der Scherungen mit Dehnungen.

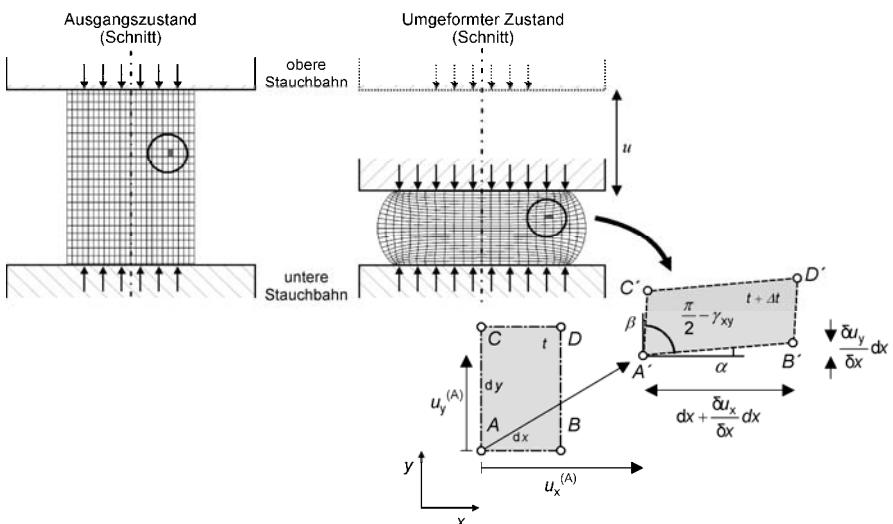


Abb. 2.116 Definition der Scherung bei zweiachsiger Betrachtung

Es ist in Abb. 2.116 deutlich zu erkennen, dass im Bereich der Mantelfläche der Stauchprobe aufgrund der einsetzenden Ausbauchung der Probe an den Kontinuumselementen Winkeländerungen in Verbindung mit Längenänderungen auftreten. Im Bereich der Symmetriearchse der Probe hingegen treten vernachlässigbare Winkeländerungen auf.

Für die Verzerrungswinkel α und β ergeben sich nach Abb. 2.116 folgende Beziehungen:

$$\tan \alpha = \frac{\frac{\partial u_y}{\partial x} dx}{\Delta x + \frac{\partial u_x}{\partial x} dx} \quad \text{und} \quad \tan \beta = \frac{\frac{\partial u_x}{\partial y} dy}{\Delta y + \frac{\partial u_y}{\partial y} dy}. \quad (2.229)$$

Da aufgrund kleiner Winkeländerungen $\tan \alpha = \alpha$ gilt, vereinfachen sich die Gln. (2.229) folgendermaßen:

$$\alpha = \frac{\partial u_y}{\partial x} \quad \text{und} \quad \beta = \frac{\partial u_x}{\partial y}. \quad (2.230)$$

Die Winkeländerung γ_{xy} ergibt sich somit aus der Summe der Verzerrungswinkel α und β :

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u_y}{\partial x} + \frac{\partial u_x}{\partial y}. \quad (2.231)$$

2.5.2.5 Kontinuitätsbedingung

Die Kontinuitätsbedingung wird in Kap. 2.5.3.5 erläutert. Sie gilt grundsätzlich auch im elastischen Bereich, findet allerdings im Gegensatz zur Plastizitätsrechnung in der Elastizitätsrechnung kaum Anwendung, da dort im Allgemeinen keine Volumenkonstanz herrscht.

2.5.2.6 Stoffgesetz für die Elastizitätsrechnung

Das Hookesche Gesetz

Die Reaktion eines Bauteils, in Form von Formänderungen bzw. Verzerrungen, ist von der Belastung und den daraus resultierenden Spannungen abhängig. Die Verknüpfung der Spannungen als Kraftgrößen mit den Formänderungen als kinematische Größen erfolgt über das Stoffgesetz. Die Bestimmung der Kenngrößen für das Stoffgesetz geschieht anhand von Versuchen, wie z.B. dem Stauchversuch oder dem Zugversuch.

Die Ermittlung erfolgt, indem auf den Probestab die Kraft F aufgebracht wird, welche in der Ausgangsquerschnittsfläche A_0 die Normalspannung $\sigma = F/A_0$ hervorruft. Anhand der gemessenen Längenänderung Δl wird die Dehnung $\varepsilon = \Delta l/l_0$ berechnet (Abb. 2.117).

Zu Beginn des Zugversuchs wachsen die Spannungen proportional mit den Dehnungen. In diesem Bereich verhält sich das Material linear elastisch, d.h., bei Entlastung nimmt der Stab seine ursprüngliche Länge wieder an. Dieses Materialverhalten gilt bis zur Proportionalitätsgrenze. Der zur Beschreibung der Abhängigkeit zwischen Dehnungen und Spannungen im linear elastischen Bereich verwendete Proportionalitätsfaktor E wird als Elastizitätsmodul bezeichnet. Dieses Elastizitätsgesetz wird nach Hooke das Hookesche Gesetz genannt.

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (2.232)$$

σ : resultierende Spannung

ε : auftretende Dehnung

E : Elastizitätsmodul als Proportionalitätsfaktor

Analog zum Elastizitätsmodul, der für die Dehnung definiert ist, wird für elas-tisches Werkstoffverhalten der Schubmodul G für Verformung infolge Scherung definiert (Abb. 2.118).

$$\tau = G \cdot \gamma \quad (2.233)$$

τ : resultierende Schubspannung

γ : auftretende Scherung

G : Schubmodul als Proportionalitätsfaktor

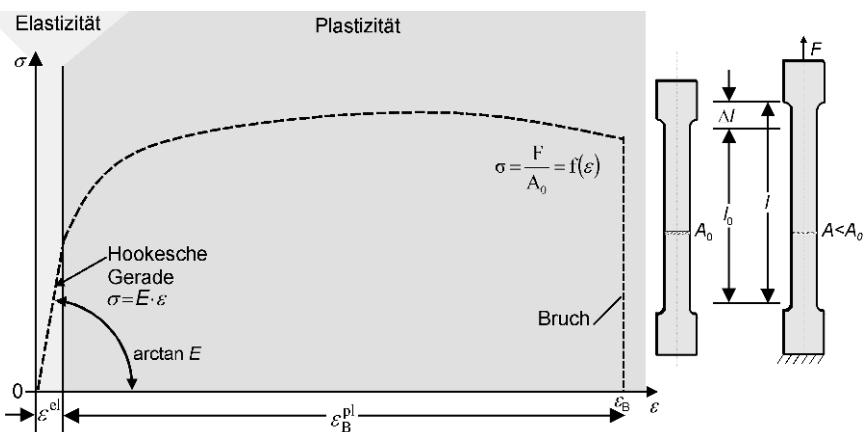


Abb. 2.117 Hookesche Gerade im Spannungs-Dehnungs-Diagramm

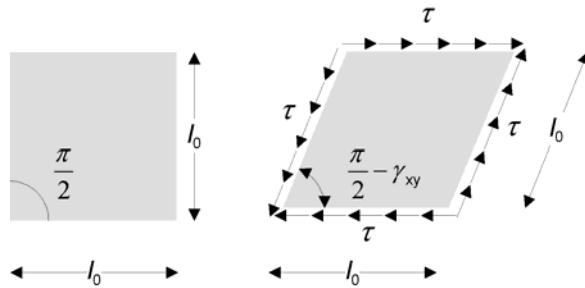


Abb. 2.118 Winkeländerung am Kontinuumselement infolge Scherung

Tabelle 2.10 Charakteristische Werte für Elastizitätsmodul E , Poisson-Zahl ν und Schubmodul G bei Raumtemperatur

Werkstoff	Elastizitätsmodul E [N/mm ²]	Poisson-Zahl ν [-]	Schubmodul G [N/mm ²]
Stahl	190000–210000	0,27–0,3	75000–80000
Aluminium	70000–9000	0,33	26000–30000
Messing	96000–110000	0,45–0,5	36000–41000

In Tabelle 2.10 sind einige Werte für den Elastizitätsmodul E , die Poisson-Zahl ν (Querkontraktionszahl) und den Schubmodul G bei Raumtemperatur angegeben. Die Poisson-Zahl ν wird im Folgenden näher erläutert.

Querdehnung – das Hookesche Gesetz im Raum

Die Betrachtung des Querschnitts der Probe im Zugversuch führt zu der Feststellung, dass sich die Probe elastisch verjüngt, d.h. die Breite und Dicke des im Abb. 2.119 gezeigten Querschnitts verringern sich.

Es gilt somit, dass sich die Querschnittsfläche unter Last verkleinert: $A_0 > A$ für $F > 0$. Im räumlichen Kontinuum ergibt sich daher ein Zusammenhang der Dehnungen in allen drei Raumachsen.

Diese Querkontraktion wird unter der Annahme eines homogenen und isotropen Werkstoffverhaltens mittels der Poisson-Zahl ν (Poisson 1781–1840) beschrieben. Der Wert für ν lässt sich, wie der Elastizitätsmodul, nur im Versuch bestimmen und stellt eine der zentralen Werkstoffkenngrößen dar. Er bewegt sich im Bereich von $\nu = 0–0,5$.

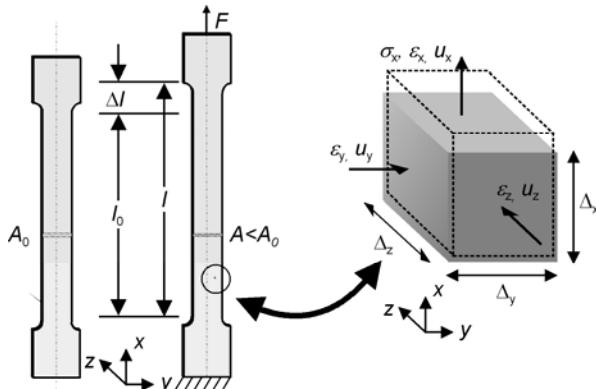


Abb. 2.119 Definition der Dehnungen am Volumenelement unter Belastung

Anhand der Poisson-Zahl kann das Hookesche Gesetz für das räumliche Kontinuum angegeben werden. Es handelt sich den Raumachsen entsprechend um drei Gleichungen, welche die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen in Abhängigkeit von allen Spannungskomponenten angeben.

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)] = \frac{\partial u_x}{\partial x} \quad (2.234)$$

$$\varepsilon_y = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_y - \nu(\sigma_x + \sigma_z)] = \frac{\partial u_y}{\partial y} \quad (2.235)$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)] = \frac{\partial u_z}{\partial z} \quad (2.236)$$

Beispiel: einachsiger Zugversuch

In diesem Beispiel wird der einachsige Zugversuch im elastischen Bereich (Abb. 2.120) behandelt. Es wird eine Flachzugprobe aus Stahl mit den Abmessungen $b = 20,0 \text{ mm}$, $s = 1,0 \text{ mm}$ und einer Prüflänge $l_0 = 80 \text{ mm}$ untersucht. Die Probe wird mit einer Last $F = 1000 \text{ N}$ beansprucht.

$$\begin{aligned} A_0 &= 20 \text{ mm}^2 & l_0 &= 80 \text{ mm} \\ F &= 1000 \text{ N} & E &= 210000 \text{ N/mm}^2 & \nu &= 0,3 \end{aligned}$$

Die Spannungen σ_x , σ_y und σ_z ergeben sich zu:

$$\sigma_x = \frac{F}{A_0} = \frac{1000}{20} = 50 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}, \quad \sigma_y = 0 \quad \text{und} \quad \sigma_z = 0. \quad (2.237)$$

Es liegt somit ein einachsiger Spannungszustand vor. Die Anwendung des Hookeschen Gesetzes im räumlichen Kontinuum mit Gl. (2.234)–(2.236) ergibt die Dehnungen und Längenänderungen für alle Raumachsen:

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3)] = \frac{1}{2,1 \cdot 10^5} \cdot [50 - (0+0) \cdot 0,3] = 2,381 \cdot 10^{-4}, \quad (2.238)$$

$$\Delta l_x = \varepsilon_x \cdot L_0 = 0,0002381 \cdot 80 = 1,9 \cdot 10^{-2} \text{ mm}, \quad (2.239)$$

$$\varepsilon_y = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_2 - \nu(\sigma_1 + \sigma_3)] = \frac{1}{2,1 \cdot 10^5} \cdot [0 - (50+0) \cdot 0,3] = -7,14 \cdot 10^{-5}, \quad (2.240)$$

$$\Delta l_y = \varepsilon_y \cdot b = -0,0000714 \cdot 20 = -1,4 \cdot 10^{-3} \text{ mm}, \quad (2.241)$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_3 - \nu(\sigma_1 + \sigma_2)] = \frac{1}{2,1 \cdot 10^5} \cdot [0 - (50+0) \cdot 0,3] = -7,14 \cdot 10^{-5}, \quad (2.242)$$

$$\Delta l_z = \varepsilon_z \cdot t = -0,0000714 \cdot 1 = -7,14 \cdot 10^{-5} \text{ mm}. \quad (2.243)$$

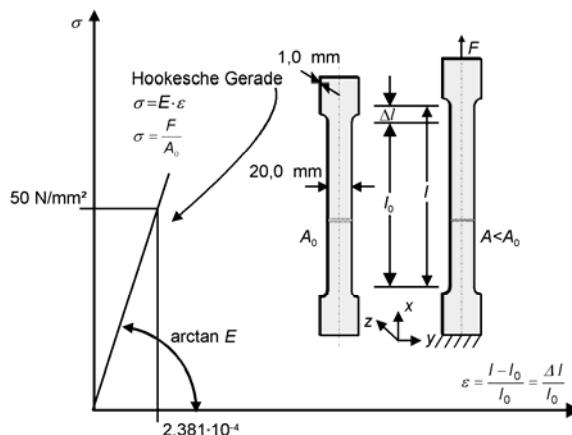


Abb. 2.120 Beispiel zur Anwendung des Hookeschen Gesetzes

Zusammenhang zwischen E-Modul, Schubmodul und Poisson-Zahl

Zwischen den Werkstoffkenngrößen Elastizitätsmodul E , Schubmodul G und der Poisson-Zahl ν besteht ein funktioneller Zusammenhang, der im Folgenden anhand einer einfachen Überlegung erläutert wird (Abb. 2.121).

Es wird ein quadratisches Flächenelement mit der Kantenlänge „1“ betrachtet, in welches ein weiteres unter 45° gedrehtes Flächenelement einbeschrieben ist. Das gesamte Element ist an der Oberseite gelagert und wird in x -Richtung mit einer Zugspannung σ sowie in y -Richtung mit einer betragsgleichen Druckspannung beansprucht. Es liegt somit eine Zug-Druck-Belastung vor. Mittels der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen am Flächenelement ergeben sich die Längenänderungen Δl des Elements zu:

$$\Delta l_x = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_x - \nu \cdot \sigma_y] \cdot l = \frac{1}{E} \cdot [\sigma + \nu \cdot \sigma] \cdot 1, \quad (2.244)$$

$$\Delta l_y = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_y - \nu \cdot \sigma_x] \cdot l = \frac{1}{E} \cdot [\sigma + \nu \cdot \sigma] \cdot 1, \quad (2.245)$$

also:

$$\Delta l_x = \Delta l_y = \Delta l. \quad (2.246)$$

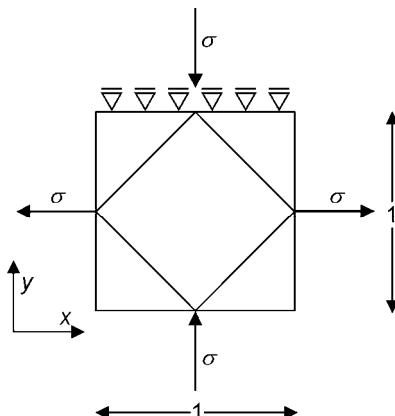


Abb. 2.121 Quadratisches Flächenelement unter Zug-Druck-Belastung

Die maximal auftretenden Schubspannungen τ_{\max} ergeben sich entlang der Elementkanten des einbeschriebenen Elements. Mittels des Mohrschen Spannungskreises (Abb. 2.122) werden sie bestimmt.

Das einbeschriebene Quadrat verformt sich unter der Beanspruchung zu einer Raute (Abb. 2.123). Es gilt die Annahme, dass kleine Verformungen auftreten, so dass die Vereinfachung $\tan \alpha = \alpha$ vorgenommen werden darf. Anhand der Längenänderungen Δl wird der Scherwinkel γ bestimmt, welcher die Beziehung zum Schubmodul ergibt. Die Definition des Schubmoduls, d.h. die Beziehung zwischen Scherwinkel und Schubspannung lautet:

$$\tau = G \cdot \gamma \text{ bzw. } \gamma = \frac{\tau}{G} \quad (2.247)$$

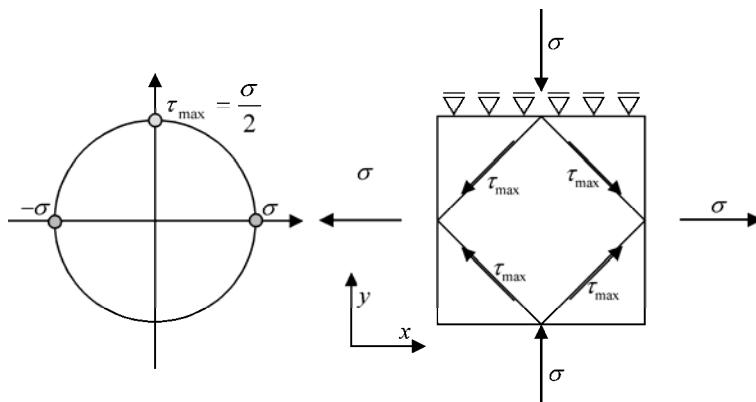


Abb. 2.122 Mohrscher Spannungskreis für die Zug-Druck-Bearbeitung

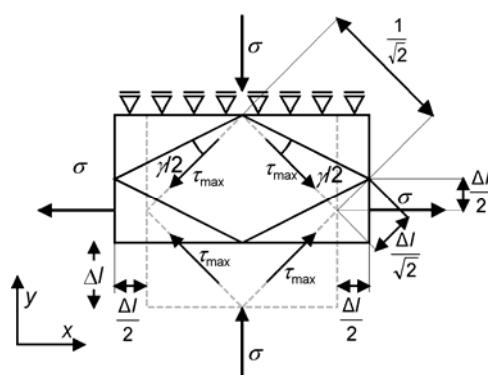


Abb. 2.123 Verformung des Flächenelements unter Last

Aus den geometrischen Beziehungen gemäß Abb. 2.123 ergibt sich der Scherwinkel γ zu:

$$\frac{\gamma}{2} = \frac{\frac{\Delta l}{\sqrt{2}}}{\frac{1}{\sqrt{2}}} = \Delta l . \quad (2.248)$$

In Verbindung mit Gl. (2.244), der Spannungs-Dehnungs-Beziehung am Flächenelement, ergibt sich der Scherwinkel γ zu:

$$\frac{\gamma}{2} = \Delta l = \frac{\sigma}{E}(1 + \nu) . \quad (2.249)$$

Somit ergibt sich der Zusammenhang der elastischen Konstanten E , G und ν gemäß folgender Gleichung:

$$\frac{\tau}{G} = \frac{2\sigma}{E}(1 + \nu) \text{ mit } \tau = \tau_{\max} = \sigma$$

ergibt

$$\frac{\sigma}{G} = \frac{2\sigma}{E}(1 + \nu)$$

und somit

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} . \quad (2.250)$$

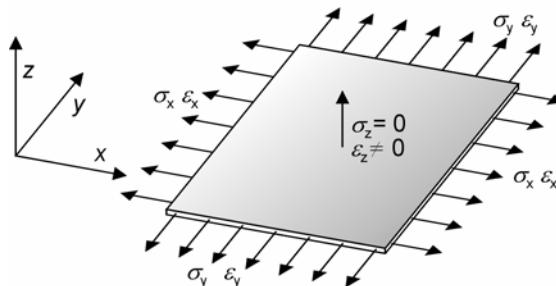


Abb. 2.124 Ebener Spannungszustand am Flächenelement

Sonderfall: Dehnungen im ebenen Spannungszustand

Der ebene Spannungszustand wird bereits im Kap. 2.5.1.2 unter Verwendung des Mohrschen Spannungskreises behandelt. In diesem Abschnitt werden die aus den Spannungen resultierenden Dehnungen behandelt. Im ebenen Spannungszustand liegen ausschließlich Spannungen in einer Ebene des Bauteils vor. In der dazu senkrechten Koordinatenrichtung ergeben sich die Spannungen zu null (Abb. 2.124). Der Spannungstensor für diesen Spannungszustand lautet:

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \sigma_{xy} & 0 \\ \sigma_{yx} & \sigma_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \sigma_{xy} \\ \sigma_{yx} & \sigma_y \end{pmatrix}. \quad (2.251)$$

Aufgrund der Querdehnung ν ergibt sich die Formänderung in dieser Richtung aus den Spannungen in x - und y -Richtung. Der zweiachsige Spannungszustand erzeugt demnach einen dreiachsenigen Dehnungszustand. Der Dehnungstensor ergibt sich zu:

$$\varepsilon_{ij} = \begin{pmatrix} \varepsilon_x & \varepsilon_{xy} & 0 \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_y & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_z \end{pmatrix}. \quad (2.252)$$

Die Komponenten ε_{ij} des Dehnungstensors werden anhand der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen ermittelt:

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{1}{E} \cdot [\sigma_x - \nu \sigma_y], \quad \varepsilon_y = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_y - \nu \sigma_x], \\ \varepsilon_z &= -\nu \frac{1}{E} \cdot [\sigma_x + \sigma_y], \end{aligned} \quad (2.253)$$

$$\varepsilon_{xy} = \varepsilon_{yx} = \frac{\sigma_{xy}}{G}, \quad \varepsilon_{xz} = \varepsilon_{yz} = 0 \text{ mit } G = \frac{E}{2(1+\nu)}.$$

Sonderfall: ebener Dehnungszustand

Der ebene Dehnungszustand stellt prinzipiell den Gegensatz zum ebenen Spannungszustand dar. Beim ebenen Dehnungs- oder Formänderungszustand ergibt sich eine der Dehnungen (hier ε_z) zu null (Abb. 2.125). In Analogie zum ebenen Spannungszustand resultiert aus dem zweiachsigen Dehnungszustand ein dreiachsiger Spannungszustand.

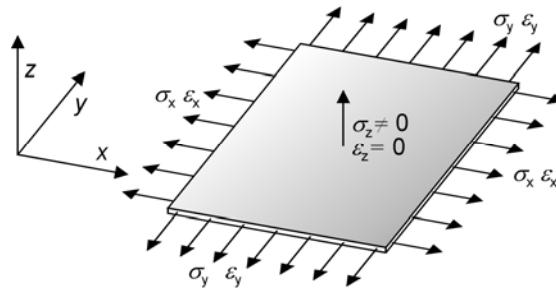


Abb. 2.125 Ebener Dehnungszustand am Flächenelement

Der Dehnungstensor ergibt sich zu:

$$\varepsilon_{ij} = \begin{pmatrix} \varepsilon_x & \varepsilon_{xy} & 0 \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \varepsilon_x & \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_y \end{pmatrix}. \quad (2.254)$$

Der aus diesem Dehnungszustand resultierende Spannungstensor lautet:

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \sigma_{xy} & 0 \\ \sigma_{yx} & \sigma_y & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_z \end{pmatrix}. \quad (2.255)$$

Die Beziehungen zwischen den auftretenden Spannungen und Dehnungen ergeben sich folgendermaßen:

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)], \quad (2.256)$$

$$\varepsilon_y = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_y - \nu(\sigma_x + \sigma_z)], \quad (2.257)$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)] = 0. \quad (2.258)$$

Es zeigt sich, dass der ebene Dehnungszustand vorliegt, wenn für die auftretenden Spannungen Gl. (2.259) gilt:

$$\frac{\sigma_z}{(\sigma_x + \sigma_y)} = \nu \cdot \quad (2.259)$$

Daraus ergibt sich eine Abhängigkeit des Auftretens dieses Dehnungszustands von der Poisson-Zahl ν .

2.5.2.7 Beispiel zur Elastizitätsrechnung

In diesem Beispiel wird die Vorgehensweise bei der Anwendung der Elastizitätsrechnung gezeigt, wobei die Berechnungsschritte gemäß Tabelle 2.9 durchgeführt werden.

Betrachtet wird ein dickwandiges, beidseitig verschlossenes Rohr mit dem Innenradius r_i und dem Außenradius r_a , welches mit dem Innendruck p beaufschlagt wird (Abb. 2.126).

Pkt. I: Analyse des betrachteten Problems

- mechanische Problemstellung,
- Festigkeitsrechnung (elastische Formänderungen),
- axialsymmetrische Beanspruchung,
- Anwendung von Zylinderkoordinaten,
- $\sigma_r = f(r)$,
- $\sigma_t = f(r)$.

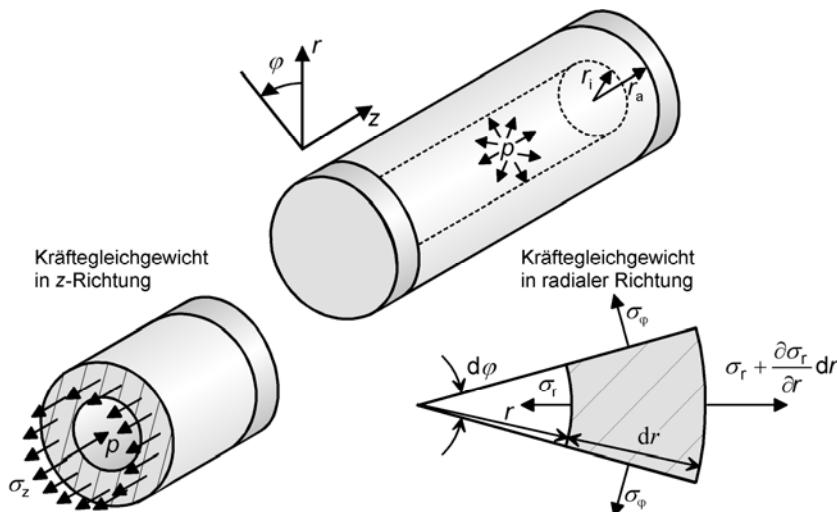


Abb. 2.126 Dickwandiges, beidseitig verschlossenes Rohr unter Innendruck

Pkt. II: Annahmen/Voraussetzungen

- Gleichgewicht am unverformten Körper,
- kleine Formänderungen,
- linear-elastisches Materialverhalten,
- linearisierte geometrische Beziehung (aufgrund kleiner Verformungen),
- konstante Längsdehnung $\varepsilon_z = \text{konst} \Rightarrow d\varepsilon_z/dr = 0$,
- $\sin \alpha = \alpha$ für kleine Winkel.

Pkt. III: Randbedingungen

- $\sigma_r(r_a) = 0$ radiale Spannung am Außenrand ist null,
- $\sigma_r(r_i) = -p$ radiale Spannung am Innenrand entspricht dem Innendruck.

Pkt. IV: Kräftegleichgewicht in jedem Punkt

- in radialer Richtung (Abb. 2.126)

$$-\sigma_r \cdot r \cdot d\varphi + \left(\sigma_r + \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} dr \right) (r + dr) d\varphi - 2\sigma_\varphi \sin \frac{d\varphi}{2} dr = 0 \quad (2.260)$$

Mit $dr^2 \approx 0$ und $\sin \frac{d\varphi}{2} \approx \frac{d\varphi}{2}$ ergibt sich die folgende Gleichung:

$$\sigma_r + \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} \cdot r - \sigma_\varphi = 0 \quad (2.261)$$

- in z -Richtung (Abb. 2.126)

$$p\pi r_i^2 - \pi (r_a^2 - r_i^2) \sigma_z = 0 \quad (2.262)$$

$$\Rightarrow \sigma_z = \frac{p}{\underbrace{\left(\frac{r_a^2}{r_i^2} - 1 \right)}_{\underline{\underline{}}}} \quad (2.263)$$

Pkt. V: Formänderungen.

Die Formänderungen in radialer bzw. tangentialer Richtung ergeben sich wie folgt:

$$\varepsilon_r = \frac{\partial u_r}{\partial r} \quad \text{mit } u_r: \text{Verschiebung in radialer Richtung}, \quad (2.264)$$

$$\varepsilon_\varphi = \frac{2\pi(r + u_r) - 2\pi r}{2\pi r} = \frac{u_r}{r}. \quad (2.265)$$

Pkt. VI: Kontinuitätsbedingung

Die Kontinuitätsbedingung gilt nur bei Volumenkonstanz und findet in der Elastizitätsrechnung keine Anwendung.

Pkt. VII: Stoffgesetz

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E} [\sigma_r - \nu(\sigma_\varphi + \sigma_z)] \quad (2.266)$$

$$\varepsilon_\varphi = \frac{1}{E} [\sigma_\varphi - \nu(\sigma_z + \sigma_r)] \quad (2.267)$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu(\sigma_r + \sigma_\varphi)]. \quad (2.268)$$

Daraus folgt:

$$\sigma_r = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} [(1-\nu)\varepsilon_r + \nu(\varepsilon_z + \varepsilon_\varphi)], \quad (2.269)$$

$$\sigma_\varphi = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} [(1-\nu)\varepsilon_\varphi + \nu(\varepsilon_z + \varepsilon_r)], \quad (2.270)$$

$$\sigma_z = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} [(1-\nu)\varepsilon_z + \nu(\varepsilon_z + \varepsilon_r)]. \quad (2.271)$$

Gl. (2.269) und Gl. (2.270) in Gl. (2.261) eingesetzt:

$$(1-\nu)\varepsilon_r + \nu(\varepsilon_z + \varepsilon_\varphi) + r \left[(1-\nu) \frac{d\varepsilon_r}{dr} + \nu \left(\frac{\frac{d\varepsilon_z}{dr}}{1-\nu} + \frac{d\varepsilon_\varphi}{dr} \right) \right] - (1-\nu)\varepsilon_\varphi - \nu(\varepsilon_z + \varepsilon_r) = 0 \quad (2.272)$$

$$\Rightarrow (1-2\nu)\varepsilon_r - (1-2\nu)\varepsilon_\varphi + r(1-\nu)\frac{d\varepsilon_r}{dr} + r\nu\frac{d\varepsilon_\varphi}{dr} = 0. \quad (2.273)$$

Gl. (2.264) und Gl. (2.265) in Gl. (2.273) eingesetzt:

$$(1-2\nu)\frac{du_r}{dr} - (1-2\nu)\frac{u_r}{r} + r(1-\nu)\frac{d^2u_r}{dr^2} + r\nu\frac{d(u_r/r)}{dr} = 0. \quad (2.274)$$

Mit

$$r\nu\frac{d(u_r/r)}{dr} = r\nu\left(\frac{1}{r}\frac{du_r}{dr} - \frac{u_r}{r^2}\right) = \nu\left(\frac{du_r}{dr} - \frac{u_r}{r}\right)$$

ergibt sich aus Gl. (2.274) die folgende Gleichung:

$$r^2\frac{d^2u_r}{dr^2} + r\frac{du_r}{dr} - u_r = 0. \quad (2.275)$$

Die Lösung dieser homogenen linearen Differenzialgleichung 2. Ordnung lautet:

$$u_r(r) = c_1r + \frac{1}{r}c_2. \quad (2.276)$$

Gl. (2.276) in Gl. (2.264) und Gl. (2.265) eingesetzt:

$$\varepsilon_r = \frac{du_r}{dr} = c_1 - \frac{c_2}{r^2} \quad (2.277)$$

$$\varepsilon_\varphi = \frac{u_r}{r} = c_1 + \frac{c_2}{r^2} \quad (2.278)$$

Gl. (2.277) und Gl. (2.278) in Gl. (2.269) eingesetzt:

$$\sigma_r = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[(c_1 + \nu \varepsilon_z) - (1-2\nu)\frac{c_2}{r^2} \right] \quad (2.279)$$

Zur Bestimmung der Konstanten c_1 , c_2 sowie ε_z werden gemäß Gl. (2.279) die Randbedingungen ($\sigma_i(r_a) = 0$ und $\sigma_i(r_i) = -p$) verwendet. Das ergibt:

$$(c_1 + \nu \varepsilon_z) = \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{E} \cdot p \cdot \frac{1}{\left(\frac{r_a^2}{r_i^2}\right) - 1}, \quad (2.280)$$

$$c_2 = \frac{1+\nu}{E} \cdot p \cdot \frac{r_a^2}{\left(\frac{r_a^2}{r_i^2}\right) - 1}. \quad (2.281)$$

Gl. (2.280) und Gl. (2.281) in Gl. (2.269) und Gl. (2.270) eingesetzt:

$$\underline{\underline{\sigma_i = -p \frac{\left(\frac{r_a}{r}\right)^2 - 1}{\left(\frac{r_a}{r_i}\right)^2 - 1}}}, \quad (2.282)$$

$$\underline{\underline{\sigma_\phi = p \frac{\left(\frac{r_a}{r}\right)^2 + 1}{\left(\frac{r_a}{r_i}\right)^2 - 1}}}, \quad (2.283)$$

2.5.3 Plastizitätsrechnung

Die Plastizitätsrechnung findet Ihre Anwendung hauptsächlich zur Analyse umformtechnischer Problemstellungen mit dem Ziel, die innerhalb des betrachteten Bauteils während des Umformvorgangs herrschenden Spannungen, Kräfte und Formänderungen zu berechnen.

Allgemeine plastomechanische Aufgabenstellungen beinhalten zehn zunächst unbekannte Größen, die eine Beschreibung des Spannungs- und Bewegungszustands in jedem Punkt des betrachteten Werkstücks ermöglichen.

Neben den sechs Spannungskomponenten des Spannungstensors (s. Kap. 2.5.1.1) sind das die drei Komponenten des Verschiebungsgeschwindigkeitsvektors (s. Kap. 2.5.3.4) sowie die Beziehung zwischen Spannungen und Formänderungsgeschwindigkeiten innerhalb der Fließregel.

In den folgenden Abschnitten werden die plastomechanischen Grundgleichungen vorgestellt:

- 3 Kräfte-Gleichgewichtsbedingungen (Kap. 2.5.3.3),
- Fließbedingung (Kap. 2.5.3.7),
- 6 Spannungs-Formänderungsgeschwindigkeits-Beziehungen – die Fließregel (Kap. 2.5.3.7).

Die Gleichgewichtsbedingungen und die Fließbedingung werden als statische Grundgleichungen bezeichnet, weil sie nur Spannungen enthalten. Da in den sechs Gleichungen des Fließgesetzes dagegen auch Geschwindigkeiten vorkommen, werden diese kinematischen Grundgleichungen genannt. Analog zur Elastizitätsrechnung ist auch in der Plastizitätsrechnung zunächst die Festlegung verschiedener Annahmen und Randbedingungen erforderlich /Kop98/.

2.5.3.1 Annahmen

Zur Vereinfachung der Berechnung mechanischer Zustände des Werkstoffs bei Umformprozessen ist es notwendig und sinnvoll, folgende Annahmen zu treffen:

- Während der Umformung herrscht Volumenkonstanz.
- Der Werkstoff wird als isotrop und homogen angesehen. Bei Blechumformprozessen wird die Anisotropie des Werkstoffs berücksichtigt.
- Die Fließkurven sind für Zug- und Druckberechnungen identisch.
- Die Werkzeuggeometrie ist zu jeder Zeit bekannt.
- Die Prozesskinematik ist vorgegeben.
- Die Berechnung basiert auf linearisierten geometrischen Beziehungen.

2.5.3.2 Randbedingungen

Wie auch in der Elastizitätsrechnung werden dynamische und kinematische Randbedingungen unterschieden. Die in Kap. 2.5.2.2 „Randbedingungen“ erläuterten Beispiele sind auch in der Plastizitätsrechnung gültig. Zu beachten ist allerdings, dass die Spannungs-Formänderungs-Beziehungen zu Spannungs-Formänderungsgeschwindigkeits-Beziehungen erweitert werden.

2.5.3.3 Gleichgewichtsbedingung

Auch in der Plastizitätsrechnung muss grundsätzlich das Kräftegleichgewicht (s. Kap. 2.5.2.3) in jedem Punkt des betrachteten Körpers erfüllt sein.

2.5.3.4 Formänderungsgeschwindigkeit

Die Formänderungen eines Werkstücks sind durch die Beziehungen für Dehnungen und Scherungen vollständig beschrieben. Anhand dieser Geometrieeinformationen lassen sich die Formänderungsgeschwindigkeiten bestimmen (Abb. 2.127).

Die Kenntnis der Formänderungsgeschwindigkeiten ist für die Beschreibung von Umformvorgängen und insbesondere für die Anwendung von Fließregeln zwingend erforderlich (s. Kap. 2.5.3). Sie beschreiben die lokale Formänderung am infinitesimal kleinen Werkstoffelement in Abhängigkeit von der Zeit. Sie sind nicht mit der Umformgeschwindigkeit zu verwechseln, welche die globale Formänderung des Werkstücks als Ganzes beschreibt:

$\dot{\varepsilon}$: Formänderungsgeschwindigkeit,

$\dot{\phi}$: Umformgeschwindigkeit.

Ausgehend von der Geschwindigkeit v eines Punkts im betrachteten Körper ergeben sich die Formänderungsgeschwindigkeiten durch die Ableitung der Verschiebungsgeschwindigkeiten nach dem Ort.

Geschwindigkeit des Stoffflusses:

$$v_x = \frac{du_x}{dt}, v_y = \frac{du_y}{dt} \text{ und } v_z = \frac{du_z}{dt} \quad (2.284)$$

Formänderungsgeschwindigkeit:

$$\dot{\varepsilon}_x = \frac{\partial \varepsilon_x}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial t} \frac{\partial u(x)}{\partial x} = \frac{\partial v_x}{\partial x} \text{ bzw.} \quad (2.285)$$

$$\dot{\varepsilon}_y = \frac{\partial v_y}{\partial y} \text{ und } \dot{\varepsilon}_z = \frac{\partial v_z}{\partial z}. \quad (2.286)$$

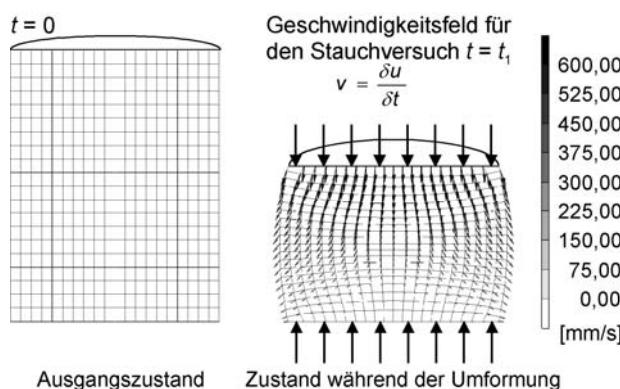


Abb. 2.127 Geschwindigkeitsfeld während eines Stauchversuchs

Die Geschwindigkeiten der Winkeländerungen ergeben sich analog zur Bestimmung der Scherung (Kap.2.5.2.4):

$$\dot{\varepsilon}_{xy} = \dot{\varepsilon}_{yx} = \frac{1}{2} \dot{\gamma} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right), \quad (2.287)$$

$$\dot{\varepsilon}_{yz} = \dot{\varepsilon}_{zy} = \frac{1}{2} \dot{\gamma} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_y}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial y} \right). \quad (2.288)$$

Dem entsprechend lautet der Formänderungsgeschwindigkeitstensor $\dot{\varepsilon}_{ij}$:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \begin{pmatrix} \dot{\varepsilon}_{xx} & \dot{\varepsilon}_{xy} & \dot{\varepsilon}_{xz} \\ \dot{\varepsilon}_{yx} & \dot{\varepsilon}_{yy} & \dot{\varepsilon}_{yz} \\ \dot{\varepsilon}_{zx} & \dot{\varepsilon}_{zy} & \dot{\varepsilon}_{zz} \end{pmatrix}. \quad (2.289)$$

Wie beim Spannungstensor handelt es sich hier um einen symmetrischen Tensor mit drei senkrecht zueinander stehenden Hauptachsen. Analog zum Spannungstensor verschwinden für ein Hauptachsensystem die Schiebungsgeschwindigkeiten. Die Invarianten des Formänderungsgeschwindigkeitstensors, welche für die Anwendung der Fließregeln erforderlich sind, ergeben sich folgendermaßen:

$$I_1 = \dot{\varepsilon}_x + \dot{\varepsilon}_y + \dot{\varepsilon}_z, \quad (2.290)$$

$$I_2 = -(\dot{\varepsilon}_x \dot{\varepsilon}_y + \dot{\varepsilon}_y \dot{\varepsilon}_z + \dot{\varepsilon}_x \dot{\varepsilon}_z) + \dot{\varepsilon}_{xy}^2 + \dot{\varepsilon}_{xz}^2 + \dot{\varepsilon}_{yz}^2, \quad (2.291)$$

$$I_3 = \begin{vmatrix} \dot{\varepsilon}_x & \dot{\varepsilon}_{xy} & \dot{\varepsilon}_{xz} \\ \dot{\varepsilon}_{yx} & \dot{\varepsilon}_y & \dot{\varepsilon}_{yz} \\ \dot{\varepsilon}_{zx} & \dot{\varepsilon}_{zy} & \dot{\varepsilon}_z \end{vmatrix}. \quad (2.292)$$

Ein Vergleich der ersten Invarianten des Formänderungsgeschwindigkeitstensors mit der Kontinuitätsgleichung zeigt, dass I_1 für inkompressible Werkstoffe den Wert null annimmt, die Spur dieses Tensors verschwindet also. Tensoren dieser Art werden allgemein als Deviatoren bezeichnet. Somit handelt es sich bei dem Formänderungsgeschwindigkeitstensor für inkompressive Werkstoffe um einen Deviator.

Axiale Symmetrie

In vielen Fällen liegt bei Umformprozessen, wie z.B. dem Stauchen, ein Rotationskörper als Werkstück vor. Zur Beschreibung der auftretenden Spannungen und Formänderungsgeschwindigkeiten bietet sich die Verwendung eines Zylinderkoordinatensystems an. Die Lage eines Punkts P im Raum wird hier durch den Vektor

$$P = \begin{pmatrix} r \\ \vartheta \\ z \end{pmatrix} \quad (2.293)$$

beschrieben, wie in Abb. 2.128 gezeigt ist. Im Gegensatz zum kartesischen Koordinatensystem handelt es sich bei der Komponente ϑ nicht um eine Längenangabe, sondern um den Rotationswinkel. Der Spannungszustand in diesem Punkt P lässt sich durch den folgenden Spannungstensor σ_{ij} beschreiben:

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_r & 0 & \tau_{rz} \\ 0 & \sigma_\vartheta & 0 \\ \tau_{rz} & 0 & \sigma_z \end{pmatrix}. \quad (2.294)$$

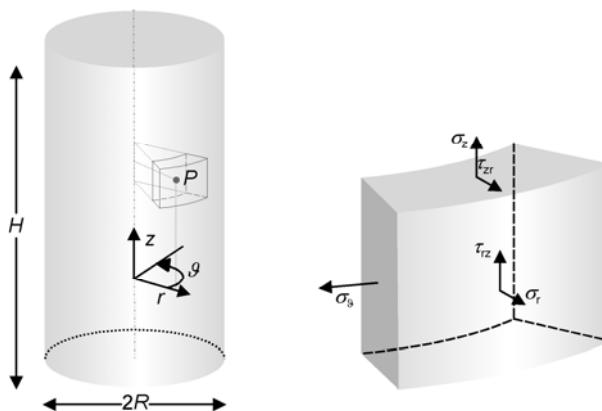


Abb. 2.128 Zylinderkoordinatensystem und Spannungen am Werkstoffelement

Der hydrostatische Spannungsanteil ergibt sich analog zur Vorgehensweise unter Verwendung kartesischer Koordinaten:

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_r + \sigma_g + \sigma_z). \quad (2.295)$$

Der Spannungsdeviator σ'_{ij} ergibt sich somit folgendermaßen:

$$\sigma'_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_r - \sigma_m & 0 & \tau_{rz} \\ 0 & \sigma_g - \sigma_m & 0 \\ \tau_{rz} & 0 & \sigma_z - \sigma_m \end{pmatrix}. \quad (2.296)$$

Aufgrund der Krummlinigkeit des Zylinderkoordinatensystems erfolgt die Ermittlung der Komponenten des Formänderungsgeschwindigkeitstensors abweichend von der Vorgehensweise in einem kartesischen Koordinatensystem:

$$\dot{\varepsilon}_r = \frac{\partial v_r}{\partial r}, \quad (2.297)$$

$$\dot{\varepsilon}_g = \frac{v_r}{r}, \quad (2.298)$$

$$\dot{\varepsilon}_z = \frac{\partial v_z}{\partial z} \text{ und} \quad (2.299)$$

$$\dot{\varepsilon}_{rz} = \dot{\varepsilon}_{rz} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r} \right). \quad (2.300)$$

Der Tensor für die Beschreibung der Formänderungsgeschwindigkeiten im Zylinderkoordinatensystem lautet:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \begin{pmatrix} \dot{\varepsilon}_r & 0 & \dot{\varepsilon}_{rz} \\ 0 & \dot{\varepsilon}_g & 0 \\ \dot{\varepsilon}_{rz} & 0 & \dot{\varepsilon}_z \end{pmatrix}. \quad (2.301)$$

2.5.3.5 Kontinuitätsbedingung am Beispiel einer parallel epipedischen Umformung

In der Plastizitätstheorie nach von Mises wird von einem inkompressiblen Körper ausgegangen, d.h., während des Umformvorgangs treten keine Volumenänderungen auf. Für das Geschwindigkeitsfeld des Werkstoffes während der Umformung leitet sich daraus die folgende Bedingung ab, welche als Kontinuitätsgleichung bezeichnet wird:

$$v_x dy dz + v_y dx dz + v_z dx dy = \quad (2.302)$$

$$\left(v_x + \frac{\partial v_x}{\partial x} dx \right) dy dz + \left(v_y + \frac{\partial v_y}{\partial y} dy \right) dx dz + \left(v_z + \frac{\partial v_z}{\partial z} dz \right) dx dy$$

$$\text{bzw. } \frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0.$$

Diese besagt, dass die Menge des in den Betrachtungsraum einfließenden Volumens gleich der Menge des ausfließenden Volumens sein muss.

Aufgrund des in Kap. 2.5.3.4 gezeigten Zusammenhangs zwischen Formänderungsgeschwindigkeiten und Formänderungen ergibt sich für die Umformgrade aus Abb. 2.129 folgender Zusammenhang:

$$\varphi_x + \varphi_y + \varphi_z = \ln \frac{0,5}{1} + \ln \frac{\sqrt{2}}{1} + \ln \frac{\sqrt{2}}{1} = 0 \text{ bzw. } \sum \varphi_i = 0. \quad (2.303)$$

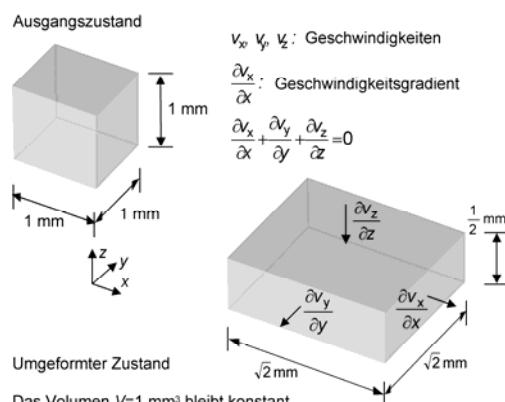


Abb. 2.129 Volumenkonstanz am Beispiel der parallelepipedischen Umformung eines Würfels

2.5.3.6 Vergleichsgrößen

Vergleichsspannungen-

Plastische Verformungen stellen sich in einem Bauteil bei Erreichen der Fließspannung k_f ein (s. Kap. 2.5.1.3). Sie wird anhand des einachsigen Zugversuchs bestimmt, in dem ein einachsiger Spannungszustand vorliegt. Um die im Zugversuch ermittelte Fließspannung für die Berechnung von Umformprozessen verwenden zu können, in denen im Allgemeinen ein dreiachsiges Spannungszustand vorliegt, werden auf Hypothesen basierend Vergleichsspannungen gebildet. Sie ermöglichen den Vergleich der Beanspruchung des Materials unter verschiedenen Spannungszuständen, wie z.B. in einem beliebigen Werkstück und dem einachsigen Zugversuch. Die Vergleichsspannungen werden aus den im Werkstück auftretenden Normal- und Schubspannungen berechnet. Die gebräuchlichsten Vergleichsspannungshypothesen sind:

- Nach Tresca (Schubspannungshypothese, nur für Hauptachsensysteme)

$$\sigma_{V,T} = \sigma_I - \sigma_{III} = 2|\tau_{\max}| \quad (2.304)$$

- Nach v. Mises (Gestaltänderungsenergiehypothese)

$$\sigma_{V,vM} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2] + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)} \quad (2.305)$$

bzw.

$$\sigma_{V,vM} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2]} \quad (2.306)$$

Die Vergleichsspannungshypothesen werden in Kap. 2.5.3.8 näher erläutert. Sie gelten grundsätzlich sowohl in der Elastizitäts- als auch in der Plastizitätsrechnung. In der Elastizitätsrechnung, d.h. bei der Durchführung von Festigkeitsberechnungen, muss die Vergleichsspannung unterhalb der Fließgrenze liegen. Erreicht die Vergleichsspannung die Fließgrenze, setzt plastisches Fließen des Materials ein. Das Erreichen dieser Vergleichsspannungsgrenze ist die notwendige Voraussetzung für das plastische Fließen.

Vergleichsformänderungsgeschwindigkeit und Vergleichsformänderung

Die Abhängigkeit der Fließspannung von der Formänderung und der Formänderungsgeschwindigkeit wird durch Fließkurven wiedergegeben, welche nur für den einachsigen Zug gültig sind. Damit diese auch für dreiachsige Formänderungszustände angewendet werden können, besteht analog zur Vergleichsspannung die Notwendigkeit für eine Rückführung auf den einachsigen Formänderungszustand. Dabei wird von der Überlegung ausgegangen, dass die plastische Leistungsdichte im dreidimensionalen Fall der im einachsigen Zugversuch entsprechen soll. Sie wird durch die folgende Gleichung ausgedrückt:

$$\sigma_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij} = k_f \dot{\varepsilon}_V . \quad (2.307)$$

Durch das Gleichsetzen der Leistungsdichten kann aus den tensoriellen Größen Spannung und Formänderungsgeschwindigkeit die skalare Größe Vergleichsformänderungsgeschwindigkeit bestimmt werden. Das Einsetzen der Fließbedingung und der Fließregel in vorstehende Gleichung führt zur Vergleichsformänderungsgeschwindigkeit nach Tresca /Kop98/

$$\dot{\varepsilon}_{V,T} = \dot{\varepsilon}_I , \quad (2.308)$$

bzw. nach v. Mises

$$\dot{\varepsilon}_{V,vM} = \sqrt{\frac{2}{3}(\dot{\varepsilon}_x^2 + \dot{\varepsilon}_y^2 + \dot{\varepsilon}_z^2 + 2(\dot{\varepsilon}_{xy}^2 + \dot{\varepsilon}_{yz}^2 + \dot{\varepsilon}_{xz}^2))} , \quad (2.309)$$

welche in einem Hauptachsensystem

$$\dot{\varepsilon}_{V,vM} = \sqrt{\frac{2}{3}(\dot{\varepsilon}_I^2 + \dot{\varepsilon}_{II}^2 + \dot{\varepsilon}_{III}^2)} \quad (2.310)$$

lautet. Die Vergleichsformänderung ergibt sich durch Integration der Vergleichsformänderungsgeschwindigkeit über die Zeit aus der Gleichung

$$\varepsilon_V = \int_{t_0}^{t_1} \dot{\varepsilon}_V dt . \quad (2.311)$$

Liegen konstante Formänderungsgeschwindigkeiten und damit eine proportionale Formänderung vor, so kann die Vergleichsformänderung aus der Vergleichsformänderungsgeschwindigkeit abgeleitet werden. Somit ergibt sich die Ver-

gleichsformänderung nach Tresca zu

$$\varepsilon_{V,T} = \varepsilon_I = \varepsilon_{\max}. \quad (2.312)$$

Nach v. Mises lautet diese im Allgemeinen kartesischen Koordinatensystem

$$\varepsilon_{V,vM} = \sqrt{\frac{2}{3}(\varepsilon_x^2 + \varepsilon_y^2 + \varepsilon_z^2 + 2(\varepsilon_{xy}^2 + \varepsilon_{yz}^2 + \varepsilon_{xz}^2))} \quad (2.313)$$

oder im Hauptachsensystem geschrieben

$$\varepsilon_{V,vM} = \sqrt{\frac{2}{9}[(\varepsilon_I - \varepsilon_{II})^2 + (\varepsilon_{II} - \varepsilon_{III})^2 + (\varepsilon_{III} - \varepsilon_I)^2]}. \quad (2.314)$$

Vergleichsumformgeschwindigkeit- und Vergleichsumformgrad-

Bei der Herleitung der Vergleichsumformgeschwindigkeit $\dot{\varphi}_V$ wird zunächst von der Umformleistung P in einem Zeitinkrement dt bei der Umformung eines zu den Hauptspannungsrichtungen parallel angeordneten kleinen Werkstoffelements ausgegangen. Diese ergibt sich bei Division des Arbeitszuwachses dW durch das Zeitinkrement dt zu:

$$P = \frac{dW}{dt} = \frac{(\sigma_I d\varphi_I + \sigma_{II} d\varphi_{II} + \sigma_{III} d\varphi_{III})V}{dt} = (\sigma_I \dot{\varphi}_I + \sigma_{II} \dot{\varphi}_{II} + \sigma_{III} \dot{\varphi}_{III})V. \quad (2.315)$$

Um den Vergleich mit dem einachsigen Versuch zu ermöglichen, erfolgt für diesen ebenfalls die Bestimmung der Umformleistung P' , wobei der Umformgrad in Belastungsrichtung als Vergleichsumformgrad $\dot{\varphi}_V$ bezeichnet wird. Somit ergibt sich:

$$P' = \frac{dW'}{dt} = \frac{k_f d\varphi_V V'}{dt} = k_f \dot{\varphi}_V V'. \quad (2.316)$$

Sind nun Fließwiderstand im betrachteten Werkstoffelement und im einachsigen Versuch während des zugrunde gelegten Zeitinkrements gleich, dann gilt für die Verfestigung, dass sie im nachfolgenden Zeitschritt gleich verläuft, wenn die Beziehung

$$\frac{P}{V} = \frac{P'}{V'} \quad (2.317)$$

gilt. Aus der Gültigkeit dieser Beziehung ergibt sich der Zusammenhang

$$k_f \varphi_V = (\sigma_I \dot{\varphi}_I + \sigma_{II} \dot{\varphi}_{II} + \sigma_{III} \dot{\varphi}_{III}) . \quad (2.318)$$

Durch Anwendung der Fließbedingung nach Tresca bzw. nach v. Mises und dem Stoffgesetz nach v. Mises lassen sich nun die entsprechenden Vergleichsumformgeschwindigkeiten berechnen. Diese ergeben sich zu:

$$\dot{\varphi}_{V,T} = \dot{\varphi}_I , \quad (2.319)$$

$$\dot{\varphi}_{V,vM} = \sqrt{\frac{2}{3}(\dot{\varphi}_I^2 + \dot{\varphi}_{II}^2 + \dot{\varphi}_{III}^2)} . \quad (2.320)$$

Ausgehend von diesen Beziehungen kann der Vergleichsumformgrad nach Tresca bzw. nach v. Mises durch

$$\varphi_{V,T} = \varphi_I , \quad (2.321)$$

$$\varphi_{V,vM} = \int_{t_0}^{t_1} \dot{\varphi}_{V,vM} dt \quad (2.322)$$

berechnet werden.

2.5.3.7 Stoffgesetze der Plastizitätsrechnung

Die mechanischen Eigenschaften der Werkstoffe werden für die rechnerische Behandlung von Aufgaben der Elastizitäts- und Plastizitätsrechnung in idealisierter Form durch *Werkstoffmodelle* abgebildet. Diese beschreiben mathematisch die für die betrachtete Aufgabenstellung wichtigen Zusammenhänge zwischen den Spannungen (Lasten) und Verformungen. Die resultierenden Beziehungen werden als *Stoffgesetze* bezeichnet.

In der Plastizitätsrechnung sind Stoffgesetze gebräuchlich, welche die Spannungen mit dem Zuwachs der Formänderungen und damit den Formänderungsgeschwindigkeiten verknüpfen.

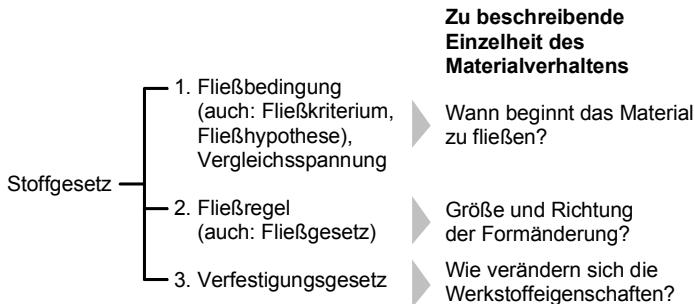


Abb. 2.130 Elemente eines Stoffgesetzes der Plastizitätsrechnung

Ein Stoffgesetz der Plastizitätsrechnung muss *drei* Einzelheiten des Materialverhaltens beschreiben (Abb. 2.130):

1. Die *Fließbedingung* (auch Fließkriterium oder Fließhypothese genannt) gibt an, wann der Werkstoff plastifiziert, also zu fließen beginnt. Im Rahmen der Fließbedingung wird eine *Vergleichsspannung*- ermittelt, die der realen mehrachsigen Beanspruchung äquivalent ist. Im Rahmen der Fließbedingung wird durch Einführung der Vergleichsspannung der mehrachsige Spannungszustand im Werkstück auf die Gegebenheiten des einachsigen Zug- oder Druckspannungszustands zurückgeführt. Gängige Fließbedingungen sind die nach Tresca und v. Mises. Sie haben die Form:

$$F(\sigma_{ij}, k_f \dots) = 0. \quad (2.323)$$

Für $F = 0$ fließt das Material, während es sich für $F < 0$, je nach gewählter Modellierung des Materialverhaltens, elastisch oder starr verhält. Spannungszustände mit $F > 0$ sind nicht zulässig. F wird auch als plastisches Potenzial bezeichnet.

Die Bedingung $F = 0$ ergibt im orthogonalen Zustandsraum der Hauptnormalspannungen eine Fläche, den sog. *Fließort* (auch Fließfläche oder Fließzylinder genannt), der die Spannungspunkte umschließt, an denen sich der Werkstoff elastisch bzw. starr verhält.

Abb. 2.131 zeigt die Fließorte zur Fließbedingung nach Tresca und nach v. Mises. Die Raumdiagonale des Fließzyinders (Abb. 2.131) verkörpert den hydrostatischen Spannungszustand ($\sigma_1 = \sigma_{II} = \sigma_{III} = \sigma_m$). Dies zeigt anschaulich, dass ein solcher Spannungszustand keine plastische Formänderung verursacht.

2. Die *Fließregel* (auch Fließgesetz genannt) bestimmt Größe und Richtung der bleibenden Formänderung. Sie dient zur Ermittlung der plastischen Formänderungsgeschwindigkeiten. Die Fließregel lautet in allgemeiner Form:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} . \quad (2.324)$$

Hierbei entspricht F dem plastischen Potenzial aus der Fließbedingung, weshalb eine solche Fließregel auch als zur Fließbedingung assoziiert bezeichnet wird. λ ist eine positive skalare Größe. Die Fließregel basiert auf der Forderung, dass die plastische Leistungsdichte $\sigma_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij}$ bei gegebenem $\dot{\varepsilon}_{ij}$ unter fester Fließbedingung maximal sein soll (Druckersches Postulat) /Dah93/

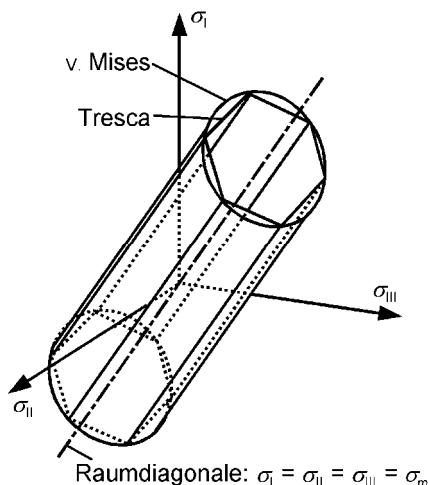


Abb. 2.131 Fließorte zur Fließbedingung nach Tresca und nach v. Mises (Fließzylinder)

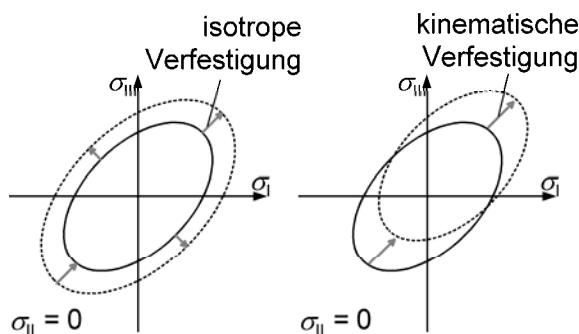


Abb. 2.132 Isotrope und kinematische Verfestigung

3. Verändern sich die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs während der plastischen Formgebung (z.B. durch Kaltverfestigung), muss dies durch eine Modifikation der Fließbedingung berücksichtigt werden. Diese Modifikation beschreibt das *Verfestigungsgesetz*. Eine Modifikation der Fließbedingung hat eine Änderung der Form des Fließorts zur Folge, wobei die Formänderung von der Art der Verfestigung abhängig ist (Abb. 2.132).

Bei *isotroper Verfestigung* vergrößert sich die Fließfläche, ohne ihre Position im Spannungsräum zu verändern. Bei *kinematischer Verfestigung* bleibt die Größe der Fließfläche konstant, ihre Position verschiebt sich aber in Lastrichtung. Die kinematische Verfestigung ist dadurch gekennzeichnet, dass nach einer vorherigen Zugbeanspruchung bei anschließender Druckbeanspruchung die plastische Verformung vorzeitig einsetzt (Bauschinger-Effekt). Sowohl die isotrope als auch die kinematische Verfestigung bilden zwei ideale Werkstoffeigenschaften ab. In vielen Fällen zeigt der Werkstoff eine Mischform aus isotroper und kinematischer Verfestigung.

2.5.3.8 Fließhypthesen

Fließhypothese nach Tresca

Die auf Tresca zurückgehende *Schubspannungshypothese* basiert auf der Annahme, dass Fließen dann eintritt, wenn die größte Hauptschubspannung im betrachteten Element die Schubfließgrenze erreicht. Sie wird in der Form

$$F_T = \tau_{\max} - k = \frac{\sigma_1 - \sigma_{III}}{2} - k = 0 \quad (2.325)$$

geschrieben. σ_1 und σ_{III} sind die algebraisch größte bzw. kleinste Hauptspannung am betrachteten Punkt. k wird als Schubfließgrenze bezeichnet.

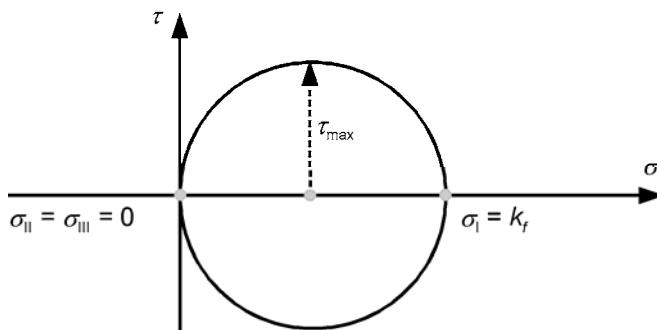


Abb. 2.133 Einachsiger Zugspannungszustand (vgl. Kap. 2.5.3.4)

Bei Anwendung dieser Fließbedingung auf den einachsigen Zugversuch (Abb. 2.133), bei dem zu Fließbeginn gilt

$$\sigma_I = k_f, \quad \sigma_{II} = \sigma_{III} = 0, \quad (2.326)$$

ergibt sich:

$$\frac{\sigma_I - \sigma_{III}}{2} - k = \frac{k_f - 0}{2} - k = 0. \quad (2.327)$$

Daraus folgt für die Fließhypothese nach Tresca der folgende Zusammenhang zwischen der Schubfließgrenze k und der Fließspannung k_f im einachsigen Zugversuch:

$$k_f = 2k. \quad (2.328)$$

Damit erhält die Fließbedingung die Form:

$$F_T = \sigma_I - \sigma_{III} - k_f = 0. \quad (2.329)$$

Die Vergleichsspannung nach Tresca lautet damit:

$$\sigma_{V,T} = \sigma_I - \sigma_{III}. \quad (2.330)$$

Fließhypothese nach v. Mises

Basierend auf der Überlegung, dass bei isotropen Werkstoffen der Fließbeginn unabhängig von der Lage des bei der Betrachtung verwendeten Koordinatensystems eintreten muss, entwickelte v. Mises die nach ihm benannte Fließhypothese (*Gestaltänderungsenergiehypothese*). Er postulierte, dass der Fließbeginn eintritt, wenn die zweite Invariante J'_2 des Spannungsdeviators σ'_{ij} das Quadrat der Schubfließgrenze k erreicht. Daraus ergibt sich die folgende Fließbedingung:

$$F_{vM} = J'_2 - k^2 = 0 \quad (2.331)$$

mit

$$J'_2 = -\left(\sigma'_x \sigma'_y + \sigma'_y \sigma'_z + \sigma'_z \sigma'_x\right) + \tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2. \quad (2.332)$$

Wendet man diese Fließbedingung auf den einachsigen Zugversuch (Abb. 2.133) an, bei dem zu Fließbeginn gilt

$$\sigma_I = k_f, \quad \sigma_{II} = \sigma_{III} = 0, \quad (2.333)$$

so ergibt sich mit

$$\begin{aligned}\sigma'_x &= \sigma_I - \sigma_m = k_f - \sigma_m, \\ \sigma'_y &= \sigma_{II} - \sigma_m = 0 - \sigma_m, \\ \sigma'_z &= \sigma_{III} - \sigma_m = 0 - \sigma_m\end{aligned}\quad (2.334)$$

$$\text{und } \sigma_m = \frac{\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III}}{3} = \frac{1}{3}k_f \quad \text{sowie} \quad \begin{aligned}\tau_{xy} &= 0 \\ \tau_{xz} &= 0, \\ \tau_{yz} &= 0\end{aligned}\quad (2.335)$$

für die zweite Invariante des Spannungsdeviators:

$$J'_2 = -\left(-\frac{2}{9}k_f^2 + \frac{1}{9}k_f^2 - \frac{2}{9}k_f^2\right) + 0 + 0 + 0 \quad (2.336)$$

$$\Rightarrow J'_2 = \frac{1}{3}k_f^2. \quad (2.337)$$

Damit gilt für die Fließbedingung

$$F_{vM} = J'_2 - k^2 = \frac{1}{3}k_f^2 - k^2 = 0. \quad (2.338)$$

Daraus ergibt sich für die Fließhypothese nach v. Mises folgender Zusammenhang zwischen der Schubfließgrenze k und der Fließgrenze k_f :

$$k_f = \sqrt{3}k. \quad (2.339)$$

Ausgedrückt in den Koordinaten des Spannungstensors hat die Fließbedingung dann die Form:

$$F_{vM} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2] + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)} - k_f = 0. \quad (2.340)$$

Die Vergleichsspannung nach v. Mises lautet damit

$$\sigma_{v,vM} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2] + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)}. \quad (2.341)$$

In der Vergangenheit wurde oft versucht, die Fließbedingung, die v. Mises aus rein mathematischen Überlegungen ableitete, auch physikalisch zu interpretieren.

Hencky argumentierte, dass plastisches Fließen einsetzen muss, wenn für das Material die Grenze der Speicherfähigkeit für elastische Gestaltänderungsenergie erreicht ist und zeigte, dass sich die Fließbedingung nach v. Mises auch aus diesem Gedankengang ableiten lässt. Sie wird deshalb oft auch als *Gestaltänderungsenergielhypothese* bezeichnet.

Fließhypothese nach Hill

Während die Fließhypotesen nach Tresca und v. Mises nur im isotropen Fall anwendbar sind, erlaubt die Fließhypothese nach Hill die Ermittlung des Fließbeginns von anisotropen Werkstoffen, wie z.B. Stahlfeinblechen /Hil48/.

Der Berücksichtigung der Anisotropie kommt bei der Berechnung von Umformverfahren große Bedeutung zu. Die folgenden Effekte wären bei Vernachlässigung der Anisotropie in der Simulation von Blechumformvorgängen nicht zu beschreiben /Eld95/:

- Bei der anisotropen Betrachtung ist beim rotationssymmetrischen Tiefziehen Zipfelbildung zu beobachten.
- Der Kraft-Weg-Verlauf des Stempels ist für isotrope und anisotrope Modellbeschreibungen beim Tiefziehen unterschiedlich.
- Die berechnete Blechdickenreduzierung ist bei der isotropen Betrachtung nicht exakt, da der eigentlich anisotrope Werkstoff gleichmäßig aus der Ebene und aus der Dicke fließt.

Die anisotrope Fließbedingung nach Hill lautet:

$$2F_{Hi} = F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2. \quad (2.342)$$

Hierbei sind F , G , H , L , M und N Materialkonstanten, welche die Anisotropie charakterisieren. Die Bestimmung dieser Materialkonstanten für anisotrope Blechwerkstoffe kann durch Flachzugversuche nach EN 10002 erfolgen.

Hierbei wird der Anisotropiewert r als das Verhältnis der Dehnung in Breitenrichtung ε_B zur Dehnung in Dickenrichtung ε_D über

$$r = \frac{\varepsilon_B}{\varepsilon_D} \quad (2.343)$$

definiert. Durch eine Entnahme des Prüfkörpers mit einem Winkel von 0° , 45° und 90° zur Walzrichtung werden die drei Anisotropiewerte r_0 , r_{45} sowie r_{90} mess-technisch bestimmt. Die von den Anisotropiekoeffizienten abhängigen Material-konstanten G , H , F , L , M und N werden über die folgende Beziehung ermittelt:

$$G = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{1 - r_0}{1 + r_0} \right), \quad (2.344)$$

$$H = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{r_0 - 1}{1 + r_0} \right), \quad (2.345)$$

$$F = \frac{r_0}{r_{90}(1 + r_0)}, \quad (2.346)$$

$$N = \frac{3}{2} \left(\frac{(1 + 2r_{45})(r_0 + r_{90})}{3r_{90}(1 + r_0)} \right), \quad (2.347)$$

$$L = \frac{3}{2} \quad (2.348)$$

und

$$M = \frac{3}{2}. \quad (2.349)$$

Durch einige Umformungen unter Anwendung der assoziierten Fließregel mit dem so genannten plastischen Multiplikator λ

$$d\varepsilon_{ij}^{pl} = \lambda \frac{\partial F(\sigma_{ij})}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2.350)$$

wird für anisotrope Blechwerkstoffe die Fließbedingung nach Hill für einen ebenen Spannungszustand

$$r_{90}(R_0 + 1)k_f^2 = r_{90}r_0(\sigma_x - \sigma_y)^2 + r_0\sigma_y^2 + r_{90}\sigma_x^2 + (2r_{45} + 1)(r_0 + r_{90})\tau_{xy}^2 \quad (2.351)$$

gewonnen. Hierbei ist k_f die an einer Flachzugprobe gemessene Fließspannung, die unter einem Winkel von 0° zur Walzrichtung entnommen wurde. Bei der Umformung von Feinblechen kann sich in Dickenrichtung keine große Spannung aufbauen, so dass mit guter Näherung ein ebener Spannungszustand angenommen werden kann. Eine ausführliche Herleitung von Gl. (2.351) ist z.B. in /Aba01/ dargestellt.

Neben der Abhängigkeit der skalaren Fließspannung von der plastischen Dehnung kann diese ebenfalls von verschiedenen Zustandsgrößen wie der Temperatur und der Umformgeschwindigkeit abhängig sein.

Gegenüberstellung der Fließhypothesen nach Tresca und v. Mises

Eine Gegenüberstellung der beiden Fließhypothesen ergibt:

- Abweichende Fließorte (Abb. 2.134).
- Gleiche Werte für die Vergleichsspannungen, wenn zwei der drei Hauptnormalspannungen gleich groß sind ($\sigma_I = \sigma_{II}$ oder $\sigma_{II} = \sigma_{III}$). In diesen Fällen berühren sich die Fließzyylinder (Abb. 2.134).
- Maximale Abweichung der Hypothesen von ca. 15% bei reinem Schubspannungszustand (Abb. 2.135)

$$\sigma_I = \tau_{max}, \sigma_{II} = 0, \sigma_{III} = -\sigma_I = -\tau_{max}. \quad (2.352)$$

Tresca:

$$\sigma_{V,T} = \sigma_I - \sigma_{III} = \tau_{max} + \tau_{max} = 2\tau_{max} \quad (2.353)$$

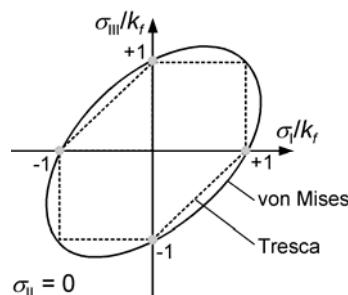


Abb. 2.134 Fließorte zu den Fließhypothesen nach Tresca und v. Mises

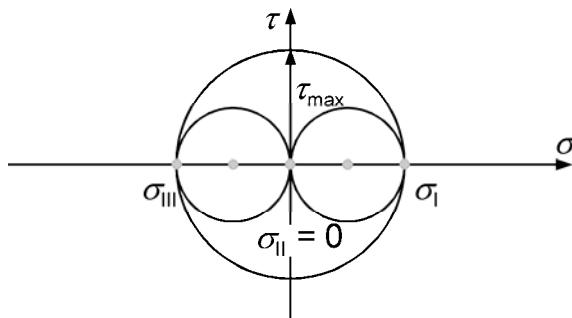


Abb. 2.135 Reiner Schubspannungszustand

v. Mises:

$$\begin{aligned}
 \sigma_{V,vM} &= \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2]} \\
 &= \sqrt{\frac{1}{2} [(\tau_{\max} - 0)^2 + (0 - \tau_{\max})^2 + (-\tau_{\max} - \tau_{\max})^2]} \\
 &= \sqrt{\frac{1}{2} 6\tau_{\max}^2} = \sqrt{3}\tau_{\max} \Rightarrow \frac{\sigma_{V,T}}{\sigma_{V,vM}} = \frac{2\tau_{\max}}{\sqrt{3}\tau_{\max}} \approx 1,15
 \end{aligned} \tag{2.354}$$

Bei allen anderen Spannungszuständen unterscheiden sich die beiden Lösungen um weniger als 15%.

Beispiel für ein Stoffgesetz der Plastizitätsrechnung:

Plastizitätstheorie nach v. Mises

Voraussetzungen:

- Isotroper Werkstoff,
- starr-idealplastisches Werkstoffverhalten (keine elastische Verformung, keine Verfestigung),
- inkompressibler Werkstoff (keine Volumenänderung bei plastischer Formänderung).

Fließkriterium:

- Die Fließbedingung ist

$$F_{vM} = J'_2 - k^2 = 0 . \tag{2.355}$$

- Ist die Fließbedingung erfüllt ($F_{vM} = 0$), stellen sich die gemäß der Fließregel zu ermittelnden Formänderungsgeschwindigkeiten ein (s. Tabelle 2.9, S.126, Plastizitätsrechnung, Pkt. VII.).

Fließregel:

Die Fließregel der Plastizitätstheorie nach von Mises ergibt sich durch Einsetzen des Fließkriteriums

$$F_{vM} = J'_2 - k^2 = 0 \quad (2.356)$$

in die allgemeine Form der Fließregel (s. Tabelle 2.9, S.126, Plastizitätsrechnung, Pkt. VII.)

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} = \lambda \frac{\partial F_{vM}}{\partial \sigma_{ij}}, \quad (2.357)$$

Durch die Bildung der erforderlichen partiellen Ableitungen ergeben sich für die Formänderungsgeschwindigkeiten die folgenden Beziehungen:

$$\dot{\varepsilon}_x = \lambda \sigma'_x = \lambda (\sigma_x - \sigma_m), \quad (2.358)$$

$$\dot{\varepsilon}_y = \lambda \sigma'_y = \lambda (\sigma_y - \sigma_m), \quad (2.359)$$

$$\dot{\varepsilon}_z = \lambda \sigma'_z = \lambda (\sigma_z - \sigma_m), \quad (2.360)$$

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{xy} &= \lambda \tau_{xy}, \\ \dot{\varepsilon}_{xz} &= \lambda \tau_{xz}, \\ \dot{\varepsilon}_{yz} &= \lambda \tau_{yz}. \end{aligned} \quad (2.361)$$

Damit sind die Formänderungsgeschwindigkeiten den Komponenten des Spannungsdeviators direkt proportional. Addiert man die Gleichungen (2.358) bis (2.360), so gilt:

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_x + \dot{\varepsilon}_y + \dot{\varepsilon}_z = \lambda (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z - 3\sigma_m) = 0. \quad (2.362)$$

Dies bedeutet, dass die Volumendehngeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}$ stets null ist, d.h., es treten keine Volumenänderungen auf. Die Fließregel entspricht also auch der Forderung nach Inkompressibilität hinsichtlich plastischer Verformungen. Spannungszustände, die innerhalb des Fließzyinders liegen (Abb. 2.131), für die also

$$\sqrt{J'_2} < k \quad (2.363)$$

gilt, führen nicht zu plastischen Formänderungen. Aufgrund der Annahme (starr-idealplastisches Werkstoffverhalten) gilt dann

$$\dot{\varepsilon}_x = \dot{\varepsilon}_y = \dots = \dot{\varepsilon}_{yz} = 0 . \quad (2.364)$$

Der Proportionalitätsfaktor λ in den Gleichungen der Fließregel kann demnach keine Konstante sein, da dies bedeuten würde, dass beliebig kleine Deviatoranteile eines Spannungszustands zu bleibenden Verformungen führen würden. Er muss vielmehr so gewählt werden, dass die Spannungen für jeden von null verschiedenen Formänderungszustand die Fließbedingung erfüllen. Löst man die obigen Gleichungen nach den Komponenten des Spannungsdeviators auf und setzt sie in die Fließbedingung ein, so erhält man, dass die Beziehung

$$\sqrt{J'_2} = \frac{1}{\lambda} \sqrt{-\dot{\varepsilon}_x \dot{\varepsilon}_y - \dot{\varepsilon}_x \dot{\varepsilon}_z - \dot{\varepsilon}_y \dot{\varepsilon}_z + \dot{\varepsilon}_{xy}^2 + \dot{\varepsilon}_{xz}^2 + \dot{\varepsilon}_{yz}^2} = k \quad (2.365)$$

für beliebige Formänderungsgeschwindigkeiten gelten muss. Der Radikand der Wurzel in der obigen Gleichung entspricht der zweiten Invariante des Tensors der Formänderungsgeschwindigkeiten, die mit I_2 bezeichnet wird. Damit gilt also

$$\frac{1}{\lambda} \sqrt{I_2} = k \quad (2.366)$$

und somit

$$\lambda = \frac{\sqrt{I_2}}{k} . \quad (2.367)$$

Verfestigungsgesetz:

Entfällt, da starr-idealplastisches Werkstoffverhalten angenommen wird (s. Tabelle 2.9, S.126, Plastizitätsrechnung, Pkt. VII.).

Anwendungsbeispiel der Plastizitätstheorie nach v. Mises: breitungsloses Walzen
Frage: Welcher Spannungszustand bildet sich beim breitungslosen Walzen (Abb. 2.136) aus?

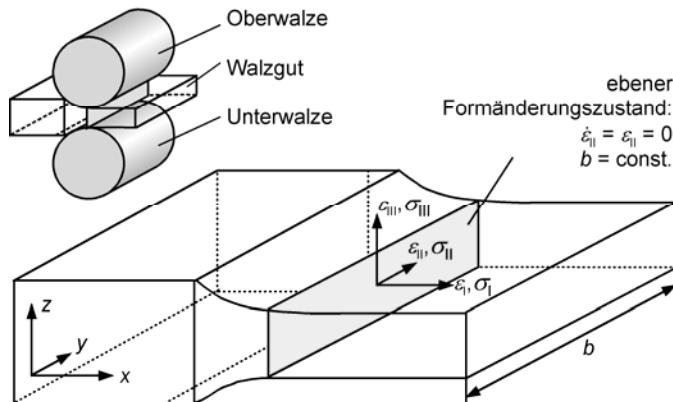


Abb. 2.136 Breitungsloses Walzen

Beim breitungslosen Walzen liegt ebener Formänderungszustand vor, d.h. eine der Hauptformänderungsgeschwindigkeiten (damit auch die Formänderung und der Umformgrad) ist während des gesamten Umformprozesses gleich null. Es gilt:

$$\dot{\varepsilon}_{II} = 0 \Rightarrow \varepsilon_{II} = 0 \Rightarrow b = \text{konst.} \quad (2.368)$$

Fließregel:

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{II} &= \lambda \sigma'_{II} = \lambda(\sigma_{II} - \sigma_m) \\ \dot{\varepsilon}_{II} &= 0 \Rightarrow \lambda(\sigma_{II} - \sigma_m) = 0 \end{aligned} \quad (2.369)$$

$$\begin{aligned} \lambda \neq 0 &\Rightarrow (\sigma_{II} - \sigma_m) = 0 \Rightarrow \sigma_{II} = \sigma_m \\ \sigma_{II} &= \sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III}) \\ 3\sigma_{II} &= \sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III} \\ 2\sigma_{II} &= \sigma_I + \sigma_{III} \\ \sigma_{II} &= \frac{\sigma_I + \sigma_{III}}{2} \end{aligned} \quad (2.370)$$

(s. Tabelle 2.9, S.126, Plastizitätsrechnung, Pkt. VII.).

Ergebnis:

Ist eine der drei Hauptformänderungsgeschwindigkeiten gleich null (ebener Formänderungszustand), dann ist die Größe der entsprechenden Hauptnormalspannung gleich dem Mittelwert der beiden anderen Hauptnormalspannungen.

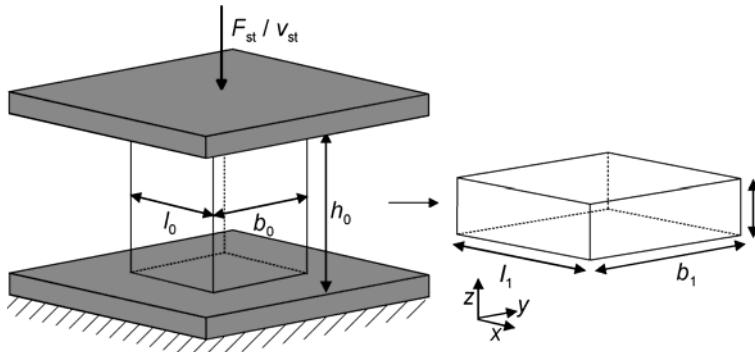


Abb. 2.137 Einachsiges Stauchen eines Quaders

2.5.3.9 Beispiel zur Plastizitätsrechnung

Die Anwendung der Plastizitätsrechnung in der Umformtechnik führt nur bei einfachen Problemstellungen auf analytischem Wege zu einer Lösung. In der Mehrzahl der Fälle kann eine Lösung nur numerisch ermittelt werden.

Um die Vorgehensweise bei der Anwendung der Plastizitätsrechnung nach Tabelle 2.9, Seite 126, in der Umformtechnik zu zeigen, wird das Beispiel des einachsigen reibungsfreien Stauchens eines Quaders (Abb. 2.137) betrachtet, wobei die Berechnungsschritte I–VII der Tabelle abgearbeitet werden. In diesem Fall liegt ein einachsiger Spannungszustand vor, bei dem $\sigma_x = \sigma_y = 0$ und $\sigma_z = -k_f$ gilt. Unter Anwendung der grundlegenden Gleichungen der Plastizitätstheorie werden die Zusammenhänge hergeleitet.

Pkt. I: Analyse des betrachteten Problems

- mechanische Problemstellung,
- einachsiger Druckspannungszustand.

Pkt. II: Annahmen/Voraussetzungen

- Reibung wird vernachlässigt → homogener Umformprozess,
- Volumenkonstanz (Werkstoff ist inkompressibel),
- homogener und isotroper Werkstoff,
- starr-idealplastisches Werkstoffverhalten (keine elastische Verformung, keine Verfestigung).

Pkt. III: Randbedingungen

- $v_z(z = h) = -v_{st}$,
- $v_z(z = 0) = 0$.

Pkt. IV: Gleichgewicht in jedem Punkt

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} = 0 \quad (2.371)$$

$$\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} = 0 \quad (2.372)$$

$$\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = 0 \quad (2.373)$$

Im vorliegenden Fall vereinfachen sich die Gleichgewichtsbedingungen zu:

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = 0 \Rightarrow \sigma_z = \text{konst.} \quad (2.374)$$

Pkt. V: Verschiebungsgeschw.-Formänderungsgeschwindigkeits-Beziehungen

- *z-Richtung:* Aufgrund der Randbedingungen und der Vernachlässigung der Reibung ist die Verschiebungsgeschwindigkeit in *z*-Richtung eine lineare Funktion der *z*-Koordinate (Abb. 2.138).

$$v_z = -\frac{v_{\text{st}}}{h} z \quad (2.375)$$

$$\dot{v}_z = \frac{\partial v_z}{\partial z} = -\frac{v_{\text{st}}}{h} \quad (2.376)$$

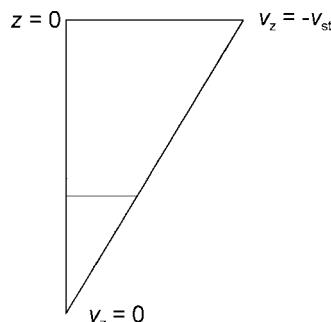


Abb. 2.138 Geschwindigkeitsverteilung in der *z*-Richtung

Pkt. VI: Kontinuitätsgleichung

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0 \quad (2.377)$$

Unter Verwendung der Kontinuitätsgleichung können die Verschiebungsgeschwindigkeiten in x - und y -Richtung berechnet werden. Diese sind aufgrund der Symmetrie und der Annahme von isotropem Werkstoffverhalten identisch, so dass folgt:

$$v_x = \frac{v_{st}}{2h} x \text{ bzw. } v_y = \frac{v_{st}}{2h} y. \quad (2.378)$$

$$\dot{\varepsilon}_x = \frac{\partial v_x}{\partial x} = \frac{v_{st}}{2h} \text{ bzw. } \dot{\varepsilon}_y = \frac{\partial v_y}{\partial y} = \frac{v_{st}}{2h}. \quad (2.379)$$

Der Nachweis der Richtigkeit des berechneten Verschiebungsgeschwindigkeitsfelds erfolgt durch Einsetzen seiner einzelnen Komponenten in die Kontinuitätsgleichung. Ist diese erfüllt, sind die Ansätze korrekt und die Bedingung der Volumenkonstanz wird eingehalten.

$$\frac{v_{st}}{2h} + \frac{v_{st}}{2h} - \frac{v_{st}}{h} = 0. \quad (2.380)$$

Pkt. VII: Stoffgesetz

Aufgrund des einachsigen Spannungszustands gilt $\sigma_x = \sigma_y = 0$, somit ergibt sich der hydrostatische Spannungsanteil σ_m zu

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) = \frac{\sigma_z}{3}. \quad (2.381)$$

Fließbedingung: nach v. Mises

$$F_{vM} = J'_2 - k^2 = 0. \quad (2.382)$$

Fließregel:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \lambda \frac{\partial F_{vM}}{\partial \sigma_{ij}}. \quad (2.383)$$

Die Auswertung der Fließregel ergibt gemäß Kap. 2.5.3.8 unter Anwendung der Fließbedingung nach v. Mises

$$\left(k = \frac{k_f}{\sqrt{3}} \right): \quad (2.384)$$

$$\dot{\varepsilon}_x = \lambda \sigma'_x = \lambda (\sigma_x - \sigma_m) = -\lambda \frac{\sigma_z}{3}, \quad (2.385)$$

$$\dot{\varepsilon}_y = \lambda \sigma'_y = \lambda (\sigma_y - \sigma_m) = -\lambda \frac{\sigma_z}{3}, \quad (2.386)$$

$$\dot{\varepsilon}_z = \lambda \sigma'_z = \lambda (\sigma_z - \sigma_m) = \lambda \frac{2}{3} \sigma_z, \quad (2.387)$$

$$\dot{\varepsilon}_{xy} = \dot{\varepsilon}_{xz} = \dot{\varepsilon}_{yz} = 0. \quad (2.388)$$

Der Proportionalitätsfaktor λ wird mit den Gleichungen (2.367), (2.376) und (2.379) berechnet:

$$\lambda = \frac{\sqrt{I_2}}{k} = \frac{\sqrt{3} \cdot \sqrt{I_2}}{k_f} = \frac{\sqrt{3} \cdot \sqrt{-\dot{\varepsilon}_x \dot{\varepsilon}_y - \dot{\varepsilon}_x \dot{\varepsilon}_z - \dot{\varepsilon}_y \dot{\varepsilon}_z}}{k_f}. \quad (2.389)$$

Somit ergibt sich λ durch Einsetzen der entsprechenden Werte zu:

$$\lambda = \frac{3 v_{st}}{2 h k_f}. \quad (2.390)$$

Zur Berechnung von σ_z wird hier die erste Gleichung der Fließregel angewendet. Die übrigen Gleichungen sind dann ebenfalls erfüllt:

$$\sigma_z = -\frac{3 \dot{\varepsilon}_x}{\lambda} = -\frac{3 v_{st} 2 h k_f}{2 h 3 v_{st}}. \quad (2.391)$$

Schließlich erhält man das bekannte Ergebnis für σ_z .

$$\underline{\underline{\sigma_z = -k_f}}$$

$$(2.392)$$

Verfestigungsgesetz:

Die Verfestigung in Form eines Verfestigungsgesetzes muss bei diesem Beispiel nicht berücksichtigt werden, da starr-idealplastisches Materialverhalten angenommen wurde. Zum Abschluss kann die benötigte Stempelkraft mit der Gleichung

$$\underline{\underline{F_{st} = -A \cdot k_f}} \quad (2.393)$$

ermittelt werden. Durch die Anwendung der Plastizitätstheorie nach v. Mises konnte bestätigt werden, dass im Fall eines einachsigen Druckspannungszustands die Spannung in z -Richtung der negativen Fließspannung entsprechen muss, um eine plastische Verformung zu erreichen.

2.5.4 Umformkraft und Umformarbeit

2.5.4.1 Umformkraft

Die für einen Umformprozess erforderliche Kraft ist von der Umformmaschine aufzubringen und somit für die Wahl der Maschine von entscheidender Bedeutung. Der Betrag der erforderlichen Umformkraft wird durch verschiedene Faktoren beeinflusst. Neben der Geometrie und dem Werkstückmaterial hat vor allem die gewählte Umformtemperatur Einfluss auf die Umformkraft, die z.B. zwischen der Kalt-, Halbwarm- oder Warmumformung stark variiert. Angesichts der Vielfalt der Einflussfaktoren ist die Berechnung der Umformkraft eine komplexe Aufgabe. Sie kann prinzipiell nach Siebel /Sie32/ anhand der folgenden Gleichung ermittelt werden:

$$F_{ges} = F_{id} + F_R + F_{Sch} + F_B . \quad (2.394)$$

F_{id} :	ideelle Umformkraft	F_R :	Reibanteil,
F_{Sch} :	Schiebungsanteil	F_B :	Biegeanteil

Die Berechnung der einzelnen Kraftanteile ist stark von den Gegebenheiten des betrachteten Prozesses z.B. Tiefziehen, Fließpressen abhängig, sodass hierfür keine allgemein gültigen Gleichungen angegeben werden können. Daher sind für jeden betrachteten Prozess spezifische Gleichungen anzuwenden, welche z.B. in /Tsc01/ aufgeführt sind. Grundsätzlich ist zwischen Prozessen mit unmittelbarer und solchen mit mittelbarer Krafteinleitung zu unterscheiden.

Unmittelbare Krafteinleitung

In Prozessen, die auf der unmittelbaren Einleitung der Umformkraft basieren, wird die von der Umformmaschine zur Verfügung gestellte Kraft direkt in die Umformzone eingeleitet.

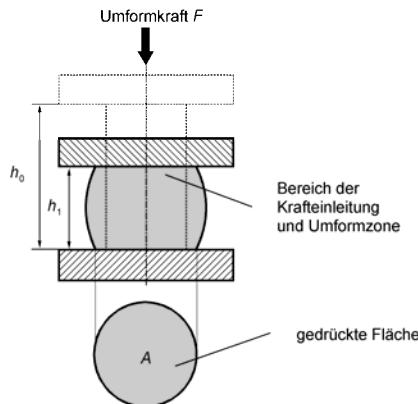


Abb. 2.139 Unmittelbare Krafteinleitung am Beispiel des Stauchens

Als Beispiele für solche Prozesse sind Verfahren wie das Walzen, Schmieden oder das im Abb. 2.139 dargestellte Stauchen zu nennen.

Die für diese Prozesse erforderlichen Umformkräfte ergeben sich, wie auch bei den Verfahren mit mittelbarer Krafteinleitung, anhand der Spannungsverhältnisse in der Umformzone und sind somit von der Fließspannung des Werkstoffs, den Reibverhältnissen und der Geometrie der Umformzone abhängig. Allgemein wird die idelle Umformkraft F_{id} bei unmittelbarer Krafteinleitung wie folgt berechnet:

$$F_{\text{id}} = A \cdot k_{\text{fm}}. \quad (2.395)$$

A : gedrückte Fläche

k_{fm} : mittlere Fließspannung

Mittelbare Krafteinleitung

Bei Prozessen, die auf einer mittelbaren Krafteinleitung beruhen, sind die Umformzone und der Bereich der Krafteinleitung räumlich von einander getrennt. Das Drahtziehen, wie es in Abb. 2.140 gezeigt wird, ist ein Beispiel dafür. Die Umformkraft F wird in den bereits umgeformten Teil des Drahts eingeleitet. Über die Umformzone wird sie in die Ziehdüse, welche als Widerlager fungiert, abgeleitet. Die Kraft berechnet sich aus:

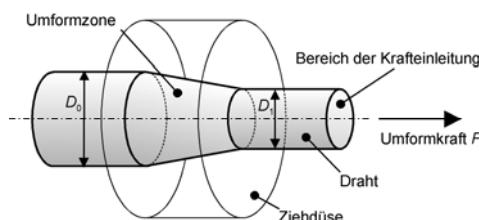


Abb. 2.140 Mittelbare Krafteinleitung am Beispiel des Drahtziehens

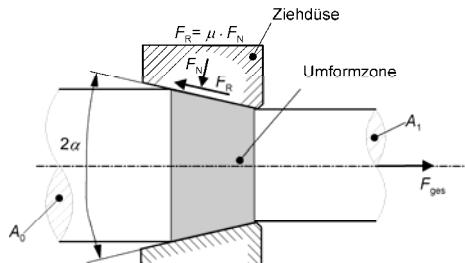


Abb. 2.141 Berechnung der Umformkraft am Beispiel des Drahtziehens

Mittelbare Krafteinleitung

Bei Prozessen, die auf einer mittelbaren Krafteinleitung beruhen, sind die Umformzone und der Bereich der Krafteinleitung räumlich von einander getrennt. Das Drahtziehen, wie es in Abb. 2.140 gezeigt wird, ist ein Beispiel dafür. Die Umformkraft F wird in den bereits umgeformten Teil des Drahts eingeleitet. Über die Umformzone wird sie in die Ziehdüse, welche als Widerlager fungiert, abgeleitet. Die Kraft berechnet sich aus:

$$F_{\text{id}} = A_1 \cdot k_{\text{fm}} \cdot \varphi_{\max} \quad (2.396)$$

k_{fm} : mittlere Formänderungsfestigkeit

A_1 : Austrittsquerschnitt

φ_{\max} : maximaler Umformgrad

Da, wie schon erwähnt, die Vorgehensweise zur Berechnung der verschiedenen Kraftanteile der erforderlichen Umformkraft vom Prozess abhängig ist, wird sie anhand des folgenden Beispiels erläutert:

Beispiel: Drahtziehen (Abb. 2.141)

Ein Walzdraht aus 42CrMo4 wird in einer Stufe von einem Durchmesser $d_0 = 12 \text{ mm}$ und einer Ausgangslänge l_0 auf einen Enddurchmesser $d_1 = 10 \text{ mm}$ und eine Endlänge l_1 gezogen. Der Ziehkegelwinkel hat eine Größe von $2\alpha = 16^\circ$. Zu berechnen ist die Umformkraft F_{ges} , wenn die mittlere Fließspannung $k_{\text{fm}} = 900 \text{ N/mm}^2$ beträgt. Die Anfangsfläche berechnet sich zu:

$$A_0 = \frac{\pi \cdot d_0^2}{4} = \frac{\pi \cdot 144 \text{ mm}^2}{4} = 113,04 \text{ mm}^2. \quad (2.397)$$

Die Ausgangsfläche beträgt:

$$A_1 = \frac{\pi \cdot d_1^2}{4} = \frac{\pi \cdot 100 \text{ mm}^2}{4} = 78,5 \text{ mm}^2. \quad (2.398)$$

Der Umformgrad ergibt sich, wie folgt:

$$\varphi_{\max} = \varphi_l = \ln \frac{l_1}{l_0} = \ln \frac{A_0}{A_1} = \ln \frac{113,04 \text{ mm}^2}{78,5 \text{ mm}^2} = 0,365 . \quad (2.399)$$

Für die ideelle Umformkraft beim Drahtziehen gilt die Gleichung:

$$\begin{aligned} F_{\text{id}} &= A_l \cdot k_{\text{fm}} \cdot \varphi_{\max} \\ &= 78,5 \text{ mm}^2 \cdot 900 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot 0,365 = 25,787 \text{ kN}. \end{aligned} \quad (2.400)$$

Reibkraft:

Die Reibspannung wird dadurch hervorgerufen, dass die Druckspannung k_{fm} auf der ganzen konischen Fläche der Ziehdüse wirkt:

$$\begin{aligned} F_R &= A_l \cdot k_{\text{fm}} \cdot \varphi \cdot \frac{\mu}{\alpha} \\ &= 78,5 \text{ mm}^2 \cdot 900 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot 0,365 \cdot \frac{0,035}{0,13} \text{ mit } \mu = 0,035 \\ &= 6,943 \text{ kN}. \end{aligned} \quad (2.401)$$

Die Schiebungskraft berechnet sich zu:

$$\begin{aligned} F_{\text{Sch}} &= A_l \cdot k_{\text{fm}} \cdot \frac{2}{3} \cdot \alpha \\ &= 78,5 \text{ mm}^2 \cdot 900 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot \frac{2}{3} \cdot 0,13 \\ &= 6,123 \text{ kN}. \end{aligned} \quad (2.402)$$

Biegekräfte treten beim Drahtziehen nicht auf. Die gesamte Umformkraft (Ziehkraft) beträgt somit:

$$\begin{aligned} F_{\text{ges}} &= F_{\text{id}} + F_R + F_{\text{Sch}} \\ &= 25,787 \text{ kN} + 6,943 \text{ kN} + 6,123 \text{ kN} \\ &= 38,853 \text{ kN}. \end{aligned} \quad (2.403)$$



2.5.4.2 Ideelle Umformarbeit

Für eine gewünschte Formänderung ist eine entsprechende Arbeit von der Maschine zu leisten. Zur Auslegung der Maschinen ist die Kenntnis über die Umformarbeit (und Umformkraft) während des Umformprozesses unerlässlich.

Unter ideeller Umformarbeit (Formänderungsarbeit) versteht man die zur *verlustlosen* Formänderung aufgewandte mechanische Arbeit. Die Herleitung der ideellen Umformarbeit erfolgt anhand des in Abb. 2.142 gezeigten Volumenelements, welches in x -Richtung eine plastische Formänderung erfährt. Die von den Kräften bzw. Spannungen in x -Richtung geleistete Arbeit am Volumenelement ergibt sich zu:

$$dW_x = dF_x \frac{\partial(dx)}{\partial x} dx = \left(\int_0^{\varepsilon_x} \sigma_x d\varepsilon_x \right) dV . \quad (2.404)$$

Unter Verwendung der Gleichung kann die gesamte Umformarbeit in x -Richtung durch Integration über das Volumen des Körpers berechnet werden:

$$W_x = \int_V \int_0^{\varepsilon_x} \sigma_x d\varepsilon_x dV . \quad (2.405)$$

Die für die x -Richtung hergeleitete Gleichung kann auf den allgemeinen Fall mit unabhängigen drei Normal- und drei Schubspannungen erweitert werden. In diesem Fall sind die Arbeiten der einzelnen Spannungskomponenten zu addieren, um die gesamte ideelle Umformarbeit zu erhalten. Der Übersichtlichkeit halber bietet sich hier die Tensorschreibweise an, wodurch sich die folgende Gleichung für die ideelle Umformarbeit ergibt:

$$W_{id} = \int_V \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} dV . \quad (2.406)$$

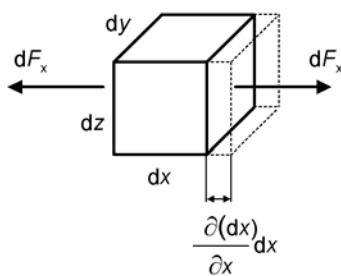


Abb. 2.142 Umformung eines Quaders unter einachsiger Belastung

Für den Sonderfall der homogenen Formänderung (σ_{ij} und ε_{ij} konstant in $V \Rightarrow d\varepsilon_{ij} = d\varphi_{ij}$) lässt sich die ideelle Umformarbeit mithilfe des Tensors für den Umformgrad φ_{ij} berechnen:

$$W_{id} = V \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} \, d\varphi_{ij}. \quad (2.407)$$

Für die Hauptachsen I, II, III mit den Hauptspannungen σ_I , σ_{II} , σ_{III} bzw. den Hauptumformgraden φ_I , φ_{II} , φ_{III} lautet die Beziehung für die ideelle Umformarbeit:

$$W_{id} = V \cdot \left[\int_0^{\varphi_I} \sigma_I \cdot d\varphi_I + \int_0^{\varphi_{II}} \sigma_{II} \cdot d\varphi_{II} + \int_0^{\varphi_{III}} \sigma_{III} \cdot d\varphi_{III} \right]. \quad (2.408)$$

Eine weitere Möglichkeit für die Berechnung der ideellen Umformarbeit ist die Verwendung des Vergleichsumformgrads φ_v als skalare Größe. Über den Vergleichsumformgrad besteht die Möglichkeit, ähnlich wie bei den Vergleichsspannungen, mehrachsige Zustände auf einen einachsigen Zustand umzurechnen. Der Vergleichsumformgrad nach v. Mises lautet dann:

$$\varphi_v = \sqrt{\frac{2}{3} (\varphi_I^2 + \varphi_{II}^2 + \varphi_{III}^2)}. \quad (2.409)$$

Ausgehend von der Annahme, dass nach /Paw00/ die plastische Arbeitsdichte im dreidimensionalen derjenigen im einachsigen Vergleichsversuch entspricht,

$$\sigma_{ij} \cdot d\varepsilon_{ij} = k_f \cdot d\varphi_v, \quad (2.410)$$

kann die ideelle Umformarbeit mit

$$W_{id} = \int_V \int_0^{\varphi_v} k_f \cdot d\varphi_v \, dV \quad (2.411)$$

berechnet werden.

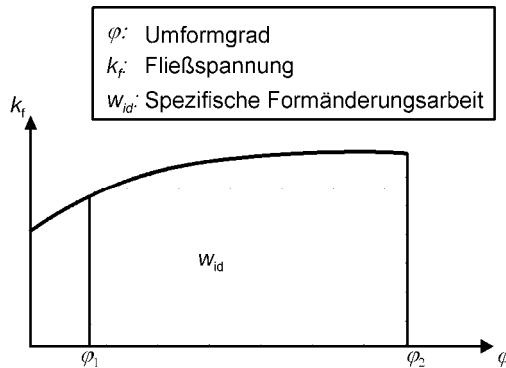


Abb. 2.143 Spezifische Formänderungsarbeit

2.5.4.3 Spezifische Formänderungsarbeit

Die spezifische Formänderungsarbeit ist als die pro Volumeneinheit gespeicherte ideelle Formänderungsarbeit definiert. Sie entspricht, wie in Abb. 2.143 dargestellt, dem Integral:

$$w_{id} = \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} k_f \cdot d\varphi . \quad (2.412)$$

Für verlustfreies Umformen unter Annahme eines isotropen Werkstoffs ergibt sich die ideelle Formänderungsarbeit zu:

$$W_{id} = V \cdot w_{id} = V \cdot \int_{\varphi_a}^{\varphi_b} k_f \cdot d\varphi . \quad (2.413)$$

V : umgeformtes Volumen

2.5.4.4 Gesamte Umformarbeit

Bei der tatsächlichen Umformung treten an den Kontaktflächen von Werkzeug und Werkstück Reibungswiderstände auf. Durch das Umlenken des Werkstoffflusses kommt es zudem zu Gleitungen im Inneren des Körpers, die wiederum die Schiebungswiderstände und Biegungswiderstände hervorrufen. Für die Überwindung dieser unvermeidbaren Erscheinungen ist zusätzliche Energie notwendig.

Die Summe aus ideeller Umformarbeit und Arbeit zur Überwindung der beschriebenen Umformwiderstände Reibung, Schiebung und Biegung (Abb. 2.144) ergibt die gesamte Umformarbeit nach Siebel zu:

$$W_{\text{ges}} = W_{\text{id}} + W_R + W_{\text{sch}} + W_B . \quad (2.414)$$

W_{id} : ideelle Formänderungsarbeit

W_R : Reibungsarbeit

W_{sch} : Schiebungsarbeit

W_B : Biegungsarbeit

Die Berechnung der Schiebungs- und Biegungsverluste erfolgt bei einfachen Beispielen nach der elementaren Plastizitätstheorie.

Für komplexe Fälle (s. Abb. 2.145) ist es möglich, die Arbeit aus dem Kraft-Weg-Diagramm zu ermitteln. Sie entspricht hierbei dem Integral:

$$W_{\text{ges}} = \int_0^S F_{\text{ges}}(s) \cdot ds \quad (2.415)$$

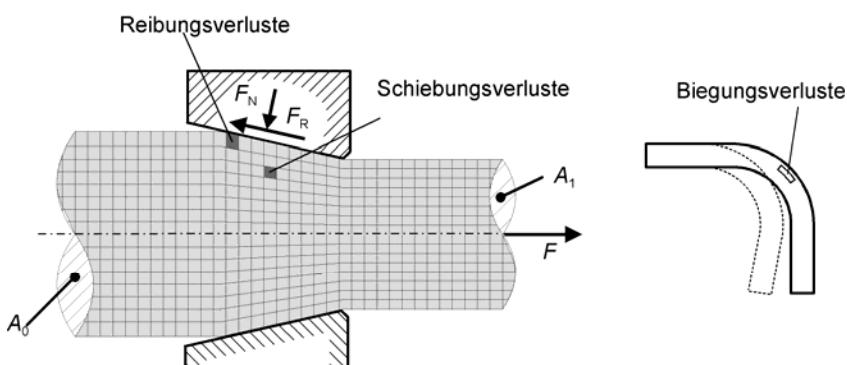


Abb. 2.144 Reibungs-, Schiebungs- und Biegungsverluste beim Umformen

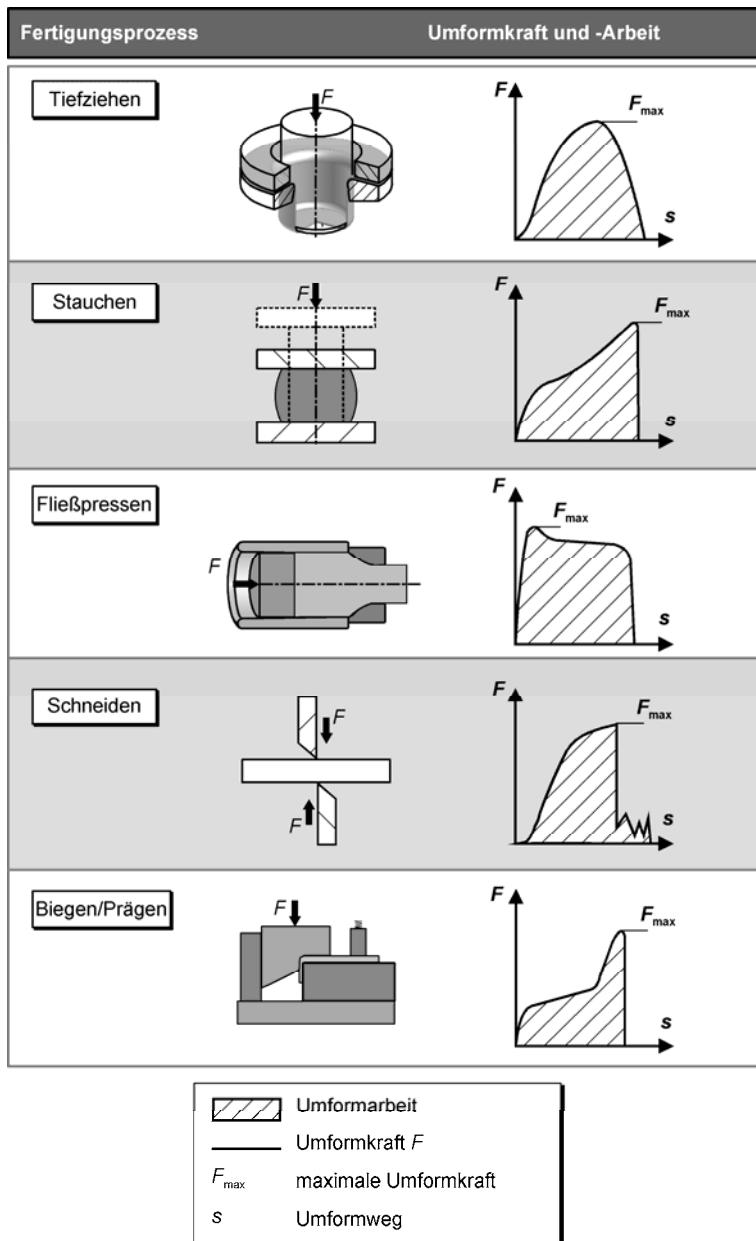


Abb. 2.145 Schematische Darstellung der Kraft-Weg-Verläufe und der gesamten Umformarbeit für verschiedene Umformverfahren

2.5.4.5 Umformwirkungsgrad

Der Umformwirkungsgrad η_F beschreibt das Verhältnis der ideellen und der gesamten Umformarbeit. Durch diese Beziehung werden bei der Kraft- und Arbeitsberechnung Phänomene wie Reibung und Schlupf berücksichtigt. Der Umformwirkungsgrad ist demnach:

$$\eta_F = \frac{F_{id}}{F_{eff}} = \frac{W_{id}}{W_{eff}} \quad (2.416)$$

In der Praxis ist die Berechnung von W_{ges} schwierig. Daher wird zur Bestimmung von η_F die tatsächlich erforderliche Umformarbeit W_{eff} (gemessener Wert) herangezogen. Bei realen Prozessen liegt η_F zwischen 0,7 und 1.

2.5.4.6 Umformwärme

Während der Umformung verschieben sich die einzelnen Körner des metallischen Gefüges, was innere Reibung an den Korngrenzen verursacht. Diese und die äußere Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück führen zur Erwärmung des Werkstücks. Bei der Kaltumformung wird davon ausgegangen, dass mindestens 90% der ideellen Umformarbeit W_{id} in Wärme umgesetzt wird, also zu einer Temperaturerhöhung des Werkstücks führt.

Der Rest, etwa 10% der Umformarbeit, wird in Form von Verfestigung und Eigenspannungen als potenzielle Energie im Bauteil gespeichert.

Beispiel: Formänderungsarbeit und Temperaturerhöhung beim Stauchen

Ein Bolzen aus Ck 10 wird durch verlustfreies Stauchen auf die halbe Höhe gebracht.

Gegeben sind:

$$\begin{array}{ll} \text{Anfangsquerschnittsfläche} & A_0 = 100 \text{ mm}^2, \\ \text{Anfangshöhe} & h_0 = 50 \text{ mm}, \\ \text{Endhöhe} & h_1 = 25 \text{ mm}. \end{array}$$

Zu berechnen ist die ideelle Umformarbeit W_{id} und die Temperaturerhöhung $\Delta\vartheta$. Der Umformgrad errechnet sich zu:

$$\varphi_h = \ln \frac{h_1}{h_0} = 0,693. \quad (2.417)$$

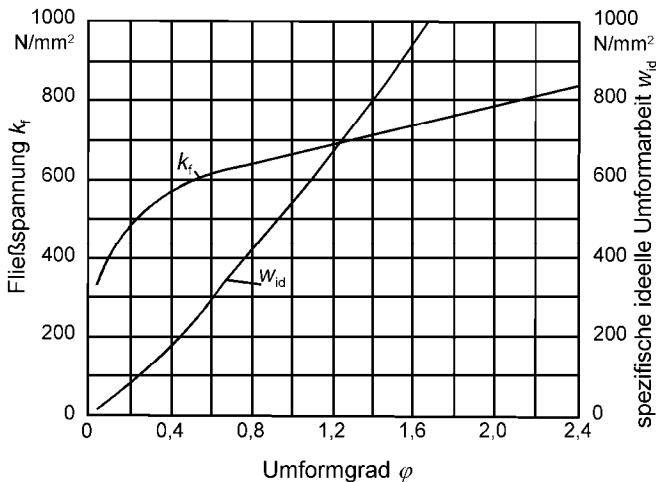


Abb. 2.146 Fließkurve und spezifische Umformarbeit von Ck 10 (aus VDI-Richtlinie 5-3200, A 10)

Für $\varphi = 0,693$ ergibt sich die spez. Formänderungsarbeit aus Abb. 2.146:

$$w_{id} = 343 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} . \quad (2.418)$$

Das Volumen berechnet sich zu:

$$V = A_0 \cdot h_0 = 100 \text{ mm}^2 \cdot 50 \text{ mm} = 5000 \text{ mm}^3 . \quad (2.419)$$

Die ideelle Umformarbeit ergibt:

$$W_{id} = V \cdot w_{id} = 5000 \text{ mm}^3 \cdot 343 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} = 1715000 \text{ Nmm} . \quad (2.420)$$

Unberücksichtigt bleiben bei der nachfolgenden Rechnung die Temperaturerhöhung infolge Reibung zwischen Werkstück und Werkzeug sowie die in Form von Verfestigung und Eigenspannungen gespeicherte potenzielle Energie. Für die ideelle Umformarbeit gilt näherungsweise die Beziehung

$$W_{id} = V \cdot k_{fm} \cdot \varphi . \quad (2.421)$$

Die Wärmeenergie für einen Körper der Masse m und der spezifischen Wärmekapazität c definiert sich zu:

$$\Delta Q = m \cdot c \cdot \Delta \vartheta \quad (2.422)$$

und unter Voraussetzung eines *homogenen* und *adiabaten* Umformvorgangs gilt:

$$W_{\text{id}} = \Delta Q . \quad (2.423)$$

Daraus folgt:

$$V \cdot k_{\text{fm}} \cdot \varphi = m \cdot c \cdot \Delta \vartheta \quad (2.424)$$

bzw. die mittlere Temperaturerhöhung

$$\Delta \vartheta = \frac{V}{m} \cdot \frac{k_{\text{fm}} \cdot \varphi}{c} = \frac{k_{\text{fm}} \cdot \varphi}{\rho \cdot c} . \quad (2.425)$$

Die mittlere Formänderungsfestigkeit beträgt

$$k_{\text{fm}} = \frac{W_{\text{id}}}{V \cdot \varphi} = \frac{W_{\text{id}}}{A_0 \cdot h_0 \cdot \varphi} = \frac{1715000 \text{ Nmm}}{100 \text{ mm}^2 \cdot 50 \text{ mm} \cdot 0,693} = 495 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} . \quad (2.426)$$

Die spezifische Wärme des Werkstoffs ist

$$c = 0,461 \cdot 10^3 \frac{\text{J}}{\text{kgK}} \text{ bei } 20^\circ\text{C} . \quad (2.427)$$

Daraus folgt die mittlere Temperaturerhöhung für diesen Umformvorgang:

$$\Delta \vartheta = \frac{k_{\text{fm}} \cdot \varphi}{\rho \cdot c} = \frac{495 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot 0,693}{7,8 \cdot 10^{-6} \frac{\text{kg}}{\text{mm}^3} \cdot 0,461 \cdot 10^6 \frac{\text{Nmm}}{\text{kgK}}} = 95,4 \text{ K} . \quad (2.428)$$

Die wirkliche Probentemperatur hängt jedoch zusätzlich vom Verfahren, d.h. ob kontinuierlich oder schrittweise umgeformt wird, von der Stauchzeit und der Reibung ab.

2.5.5 Berechnungsverfahren der Plastizitätsrechnung

Das Ziel bei der Lösung plastomechanischer Problemstellungen ist die Berechnung von Spannungen, Formänderungen und Temperaturen in einem Werkstück unter der Einwirkung äußerer Lasten und Verschiebungen. In den folgenden Abschnitten werden die Grundlagen der wichtigsten analytischen und numerischen Berechnungsverfahren

- Elementare Theorie,
- Schrankenverfahren und
- Finite-Element-Methode (FEM)

dargelegt. In Kap. 2.5.3 wurden die Grundgleichungen der Plastizitätsrechnung vorgestellt, die die mechanischen Grundgrößen (s. Kap. 2.5.1) mit Stoffeigenschaften und Prozessrandgrößen (Reibungsgesetz) verbinden. Die mathematische Komplexität des Grundgleichungssystems mit zehn unbekannten Größen erlaubt im Allgemeinen keine vollständige analytische Lösung.

Während in der elementaren Theorie durch Vorgabe vereinfachender kinematischer Modelle die Reduktion der allgemeinen Gleichungen auf ein vereinfachtes Gleichungssystem erfolgt /Sie32/, wird mit Berechnungsverfahren wie dem Schrankenverfahren versucht, die exakte Lösung durch die Formulierung von Extremalaussagen zu bestimmen.

Insbesondere die rasante Entwicklung der Rechnertechnologie und spezifischer Softwarelösungen hat zu einer verstärkten Anwendung der FEM zur Berechnung umformtechnischer Prozesse beigetragen. Sowohl in der Forschung als auch in der industriellen Fertigung hat sich die numerische Simulation auf Basis der FEM zu einem unverzichtbaren Werkzeug für die Planung, Analyse und Optimierung von Umformprozessen etabliert.

2.5.5.1 Lösungsverfahren der elementaren Theorie

Wesentliches Merkmal der Methoden in der elementaren Theorie ist der modellhaft vorgegebene Formänderungszustand im Bauteil. Die Umformzone wird abhängig vom betrachteten Umformverfahren in geometrische Grundformen (Streifen, Scheiben oder Röhren) eingeteilt, deren charakteristische Gestalt während der gesamten plastischen Formänderung erhalten bleibt (Abb. 2.147).

Diese Volumenelemente sind nur noch in einer Richtung infinitesimal klein, besitzen in den zwei verbleibenden Raumrichtungen aber endliche Ausdehnungen. Unterschieden werden das

- Streifenmodell,
- Scheibenmodell und
- Röhrenmodell.

Während das Streifenmodell die Berechnung von Umformprozessen mit ebenem Bewegungszustand ermöglicht (Walzen, Flachstauchen), sind das Scheiben- und Röhrenmodell auf Umformvorgänge anwendbar, bei denen ein axial-

symmetrischer Formänderungszustand angenommen werden kann (Durchzieh- und Durchdrück-verfahren bzw. Stauchen axialsymmetrischer Geometrien).

Prinzip, vereinfachende Annahmen und Voraussetzungen der elementaren Theorie

Die charakteristische Gestalt der Volumenelemente bleibt während der Umformung unverändert. Ebene Streifen und Scheiben verwölben sich nicht, zylindrische Röhren erfahren keine Ausbauchung.

Daraus folgt, dass die senkrecht auf den endlichen Flächen stehenden Geschwindigkeitsvektoren für jeden Punkt der Fläche konstant sind und außer von der Zeit t nur noch von der dritten Ortskoordinate abhängen (Abb. 2.147).

- Streifenmodell $v_x = v_x(x, t)$ (2.429)

- Scheibenmodell $v_z = v_z(z, t)$ (2.430)

- Röhrenmodell $v_r = v_r(r, t)$ (2.431)

Unter der Annahme, dass die Geschwindigkeit innerhalb der Berandungen des Volumenelements konstant ist, lässt sich das Geschwindigkeitsfeld mithilfe der Kontinuitätsgleichung (Volumenkonstanz) bestimmen (s. Tabelle 2.9, Plastizitätsrechnung, Pkt. VI).

Damit sind auch die Formänderungsgeschwindigkeiten $\dot{\varepsilon}_{ij}$ bekannt (s. Tabelle 2.9, Plastizitätsrechnung, Pkt. V).

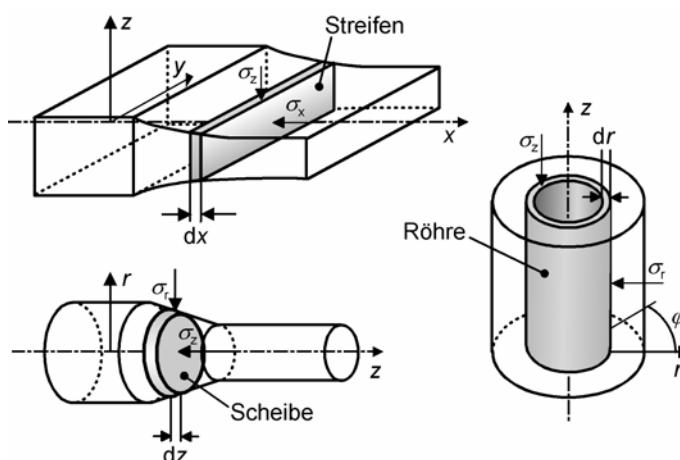


Abb. 2.147 Grundmodelle der elementaren Theorie: Streifenmodell, Röhrenmodell und Scheibenmodell

Reibscherubspannungen im Kontaktbereich zwischen Werkstück und Werkzeug werden mithilfe des Coulombschen Reibgesetzes oder dem Reibfaktormodell beschrieben.

Unter Berücksichtigung dieser Annahmen verbleiben als Unbekannte noch zwei Hauptnormalspannungen, deren Veränderlichkeit nur noch in Richtung der infinitesimal kleinen Dicke des Volumenelements zugelassen ist.

- Streifenmodell $\sigma_x(x, t)$ und $\sigma_z(x, t)$
- Scheibenmodell $\sigma_z(z, t)$ und $\sigma_r(z, t)$
- Röhrenmodell $\sigma_r(r, t)$ und $\sigma_z(r, t)$

Die Berechnung der Spannungen erfolgt jeweils durch Ansetzen des Kräftegleichgewichts am betrachteten Volumenelement und Anwendung der Fließbedingung.

Da es sich bei den Unbekannten um Hauptnormalspannungen handelt, ist die Verwendung der Fließbedingung nach Tresca sinnvoll (Kap. 2.5.3.8). Die Fließspannung $k = k_f(\varphi, \dot{\varphi}, \theta)$ wird als bekannt vorausgesetzt.

Streifenmodell

Das Streifenmodell ist auf Umformvorgänge anwendbar, bei denen ein ebener Formänderungszustand angenommen werden kann. Das ist z.B. beim Flach-Längswalzen von Blech der Fall, wenn die Breite des Walzguts groß gegenüber der Dicke des Blechs ist (breitungsloses Walzen), oder beim Flachstauchen von Werkstückgeometrien mit rechteckigem Querschnitt /Dah93, Paw00/. Zur Herleitung der Spannungsgrößen beim Streifenmodell wird das Kräftegleichgewicht an einem aus der Umformzone herausgeschnittenen Streifen gebildet. Abb. 2.148 zeigt den innerhalb des Streifenmodells angenommenen Bewegungszustand sowie die am Streifen wirkenden Normal- und Schubspannungen am Beispiel des Flach-Längswalzens.

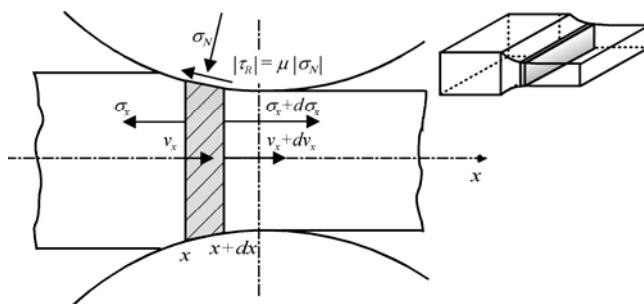


Abb. 2.148 Anwendung des Streifenmodells am Beispiel des Flach-Längswalzens. Bewegungszustand und Spannungen am Streifen

Scheibenmodell

Das Scheibenmodell ermöglicht unter der Annahme, dass sich das betrachtete scheibenförmige Volumenelement während der Umformung nicht verwölbt die Behandlung axialsymmetrischer Umformvorgänge. Dazu gehören Durchdrückverfahren wie das Fließpressen oder Durchziehverfahren wie z.B. das Drahtziehen (Abb. 2.149). In Analogie zu den Verhältnissen beim Streifenmodell zeigt Abb. 2.150 die an der Scheibe angreifenden Normal- und Schubspannungen. Kap. 4.5 verdeutlicht anhand eines Berechnungsbeispiels die Anwendung der elementaren Theorie bei Fließpressprozessen.

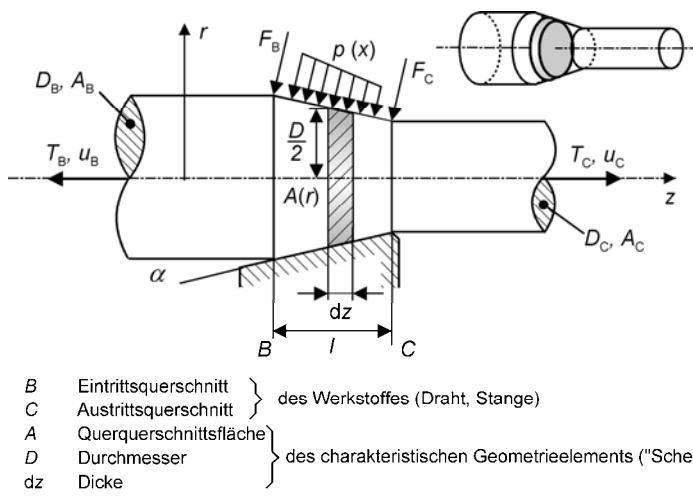


Abb. 2.149 Axialsymmetrisches Ziehen durch eine konische Düse

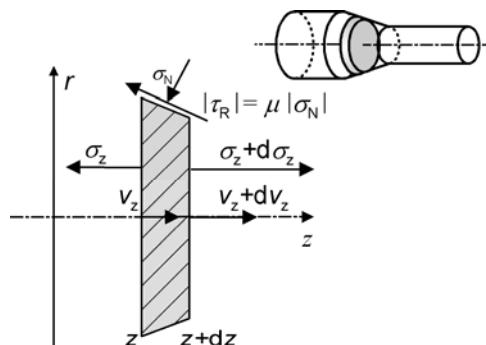


Abb. 2.150 Scheibenmodell: Bewegungszustand und Spannungen am betrachteten charakteristischen Geometrieelement

Röhrenmodell

Der übliche Anwendungsfall des Röhrenmodells ist der Stauchvorgang kreiszylindrischer Vollproben (Mantelfläche nicht werkzeuggebunden) zwischen ebenen Stauchbahnen (Abb. 2.151).

Beispiel: Stauchen einer zylindrischen Vollprobe

Das folgende Berechnungsbeispiel erläutert die Anwendung des Röhrenmodells anhand der Umformung eines Kreiszylinders zwischen ebenen Stauchbahnen. Die Vorgehensweise bei der Berechnung erfolgt in Anlehnung an die Gliederung der Tabelle 2.9.

Pkt. I: Analyse des betrachteten Problems

- mechanische Beanspruchung,
- axialsymmetrisches Problem,
- Betrachtung in Zylinderkoordinaten.

Pkt. II: Annahmen/Voraussetzungen

- Coulombsches Reibgesetz; $\mu = \text{konst.}$,
- Volumenkonstanz (Werkstoff ist inkompressibel),
- homogener und isotroper Werkstoff,
- vorgegebenes Geschwindigkeitsfeld.

Pkt. III: Randbedingungen

- $\sigma_r = \sigma_r(r, t)$ und $\sigma_z = \sigma_z(r, t)$
- $|\tau_r| = \mu \cdot |\sigma_z|$
- Randbedingungen bezüglich der Geschwindigkeitsfelder in der Probe gemäß Abb. 2.151: $v_z(z = h) = -v_{St}$
 $v_z(z = 0) = 0$
 $v_r(r = 0) = 0$

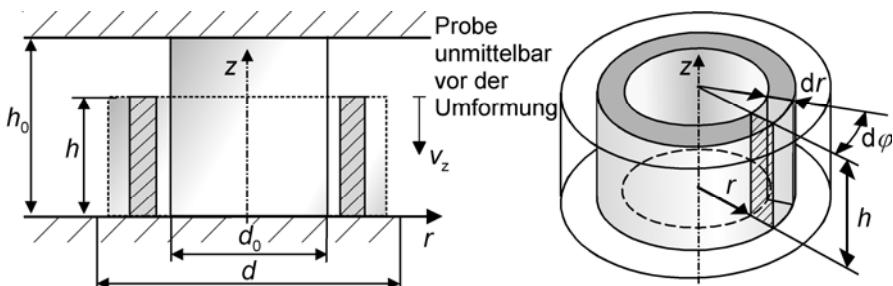


Abb. 2.151 Röhrenmodell: Stauchen einer kreiszylindrischen Vollprobe zwischen ebenen Stauchbahnen

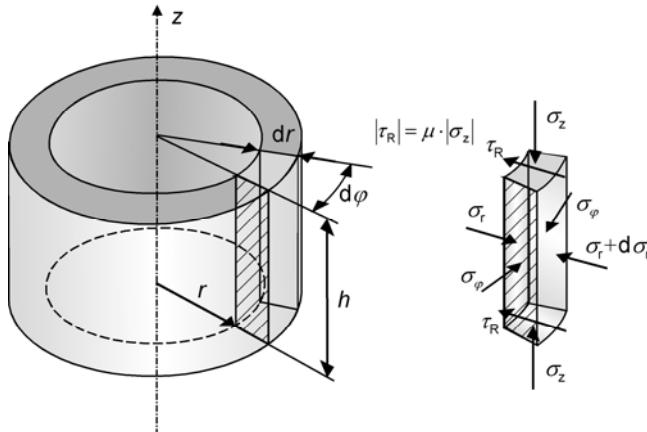


Abb. 2.152 Röhrenmodell: Statik am betrachteten Geometrieelement

Pkt. IV: Kräftegleichgewicht

Kräftegleichgewicht am betrachteten Volumenelement in radialer Richtung (Abb. 2.152)

$$\sum \vec{F}_r = \vec{0} \quad (2.432)$$

$$\begin{aligned} & \sigma_r \cdot r \cdot h \cdot d\varphi - (\sigma_r + d\sigma_r) \cdot (r + dr) \cdot h \cdot d\varphi + \\ & + 2\sigma_\varphi \sin\left(\frac{d\varphi}{2}\right) \cdot h \cdot dr - 2\mu \cdot \sigma_z \cdot r \cdot d\varphi \cdot dr = 0. \end{aligned} \quad (2.433)$$

Unter der Annahme $\sin \varphi = \varphi$ für kleine Winkel, Berücksichtigung der Näherung $\sigma_r = \sigma_\varphi$ (axialsymmetrischer Vollkörper) und der Vernachlässigung von Termen 3. Ordnung ($d\sigma_r \cdot dr \cdot d\varphi \approx 0$) ergibt sich

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + 2 \frac{\mu}{h} \sigma_z = 0. \quad (2.434)$$

Pkt. V: Formänderungsgeschwindigkeit

Zur Bestimmung der Formänderungsgeschwindigkeit in axialer Richtung wird gemäß Abb. 2.151 und auf Basis der vorliegenden Randbedingungen das folgende lineare Geschwindigkeitsfeld in axialer Richtung angenommen

$$v_z(z) = -v_{St} \cdot \frac{z}{h}. \quad (2.435)$$

Für die axiale Formänderungsgeschwindigkeit folgt somit

$$\dot{\varepsilon}_z = \frac{\partial v_z}{\partial z} = -\frac{v_{st}}{h}. \quad (2.436)$$

Pkt. VI: Kontinuitätsbedingung

Zur Bestimmung des radialen Geschwindigkeitsfelds und der daraus resultierenden übrigen Formänderungsgeschwindigkeiten wird die Kontinuitätsgleichung in Zylinderkoordinaten herangezogen (s. auch Gl. (2.302)):

$$\dot{\varepsilon}_r + \dot{\varepsilon}_\varphi + \dot{\varepsilon}_z = \frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0. \quad (2.437)$$

Mit

$$\dot{\varepsilon}_\varphi = \frac{v_r}{r} \quad (2.438)$$

folgt daraus eine inhomogene Differenzialgleichung erster Ordnung:

$$\dot{\varepsilon}_r + \frac{v_r}{r} = \frac{v_{st}}{h}. \quad (2.439)$$

Die Lösung der Differenzialgleichung ergibt

$$v_r(r) = \frac{C}{r} + \frac{1}{2} \cdot \frac{v_{st}}{h} \cdot r \quad \text{für } r \neq 0. \quad (2.440)$$

Die Bestimmung der unbekannten Konstanten C erfolgt mithilfe der Randbedingung

$$v_r(r=0) = 0. \quad (2.441)$$

Mit der Integrationskonstante $C=0$ ergibt sich schließlich das Geschwindigkeitsfeld in radialer Richtung

$$v_r(r) = \frac{1}{2} \cdot \frac{v_{st}}{h} \cdot r. \quad (2.442)$$

Da mit den aufgestellten Geschwindigkeitsfeldern die Kontinuitätsgleichung erfüllt ist, liegt ein kinematisch zulässiges Geschwindigkeitsfeld vor.

Für die übrigen Formänderungsgeschwindigkeiten folgt:

$$\dot{\varepsilon}_r = \frac{1}{2} \cdot \frac{v_{st}}{h}, \quad (2.443)$$

$$\dot{\varepsilon}_\phi = \frac{v_r}{r} = \frac{1}{2} \cdot \frac{v_{st}}{h}, \quad (2.444)$$

$$\dot{\varepsilon}_{rz} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r} \right) = 0. \quad (2.445)$$

Pkt. VII: Stoffgesetz

Die Fließbedingung nach Tresca ergibt für die Schubfließgrenze k

$$\sigma_v = k_f = \sigma_I - \sigma_{III}, \quad (2.446)$$

$$k_f = \sigma_r - \sigma_z. \quad (2.447)$$

Einsetzen der Fließbedingung in Gl. (2.434) führt auf eine inhomogene, lineare Differenzialgleichung 1. Ordnung

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + 2 \frac{\mu}{h} \sigma_r = 2 \frac{\mu}{h} k_f. \quad (2.448)$$

Lösung der DGL:

$$\sigma_r = \exp\left(-\frac{2\mu \cdot r}{h}\right) \left[k_f \cdot \exp\left(\frac{2\mu \cdot r}{h}\right) + C \right]. \quad (2.449)$$

Aus Randbedingung: $\sigma_r = 0$ für $r = \frac{d}{2}$ und $\exp\left(-\frac{2\mu \cdot r}{h}\right) \neq 0$

$$\Rightarrow C = -k_f \cdot \exp\left(\frac{\mu}{h} \cdot d\right). \quad (2.450)$$

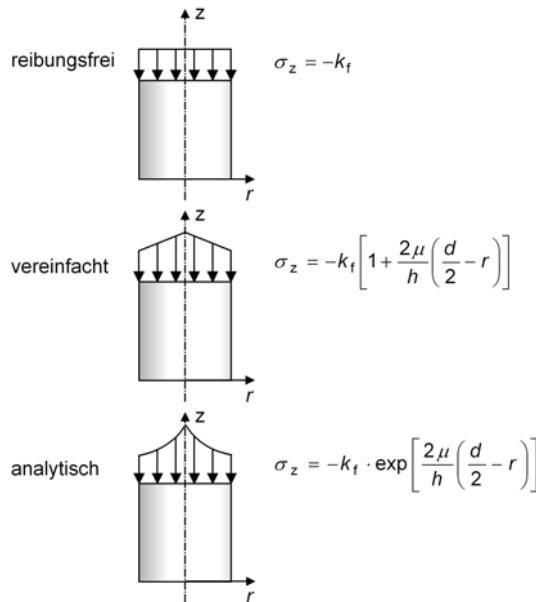


Abb. 2.153 Qualitative Darstellung des Kontaktspannungsverlaufs beim Zylinderstauchen

Unter Berücksichtigung der Integrationskonstante ergibt sich für den Verlauf der Radialspannung σ_r :

$$\sigma_r = -k_f \left(\exp \left[\frac{2\mu}{h} \left(\frac{d}{2} - r \right) \right] - 1 \right) \quad (2.451)$$

und nach Tresca: $k_f = \sigma_r - \sigma_z$

$$\Rightarrow \sigma_r - k_f = \sigma_z$$

$$\Rightarrow \sigma_z = -k_f \exp \left[\frac{2\mu}{h} \left(\frac{d}{2} - r \right) \right] \quad (2.452)$$

Reihenentwicklung einer Exponentialfunktion:

$$e^x := 1 + x + \frac{x^2}{2!} + \frac{x^3}{3!} + \dots \quad (2.453)$$

Bei geringer Reibung folgt $x \ll 1$ und die Reihenentwicklung der e -Funktion kann nach dem zweiten Glied abgebrochen werden ($e^x \approx 1+x$). Dann ergibt sich:

$$\sigma_z = -k_f \left[1 + \frac{2\mu}{h} \left(\frac{d}{2} - r \right) \right] \text{ (nach Siebel).} \quad (2.454)$$

Reibungsfreies Stauchen:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} = 0 \text{ weil } \sigma_r = \text{konst.}$$

Randbedingungen:

- $r = \frac{d}{2} \Rightarrow \sigma_r = 0$
- $k_f = \sigma_r - \sigma_z \Rightarrow \sigma_r - k_f = \sigma_z = 0 - k_f$

$$\Rightarrow \sigma_z = -k_f \quad (2.455)$$

Kräfte:

$$F_z = \int_A \sigma_z dA \quad (2.456)$$

$$F_z = \int_r 2\pi r \sigma_z dr \quad (2.457)$$

Unter Annahme der vereinfachten Lösung nach Siebel Gl. (2.448) ergibt sich:

$$F_z = 2\pi \int_0^{d/2} r \cdot k_f \left[1 + 2 \frac{\mu}{h} \left(\frac{d}{2} - r \right) \right] dr \quad (2.458)$$

$$F_z = A \cdot k_f \left(1 + \frac{1}{3} \mu \cdot \frac{d}{h} \right) \quad (2.459)$$

d : Probendurchmesser

h : Probenhöhe

Eine Vergrößerung des Verhältnisses zwischen Probendurchmesser und -höhe bedingt gemäß Gl. (2.459) die Steigerung des Reibungsanteils.



2.5.5.2 Schrankenverfahren

Das Schrankenverfahren ist ein Verfahren zur näherungsweisen Berechnung der Umformleistung von Umformprozessen. Dabei wird eine Näherungslösung derart angestrebt, dass die exakte Lösung durch eine obere und eine untere Schranke eingegrenzt wird.

Die exakte Lösung eines Problems muss alle statischen und kinematischen Bedingungen erfüllen. Die statischen Bedingungen werden durch die Gleichgewichtsbedingungen gemäß den Gl. (2.223)–(2.225) und der Fließbedingung nach Gl. (2.323) bestimmt, die die Spannungsgrößen eines betrachteten Problems enthalten. Die Kontinuitätsgleichung nach Gl. (2.302) und die Fließregel gemäß Gl. (2.324) entsprechen den kinematischen Bedingungen, in denen die Formänderungsgeschwindigkeiten des Problems enthalten sind.

Die Näherungslösung nach dem Schrankenverfahren teilt die Forderungen nach einer exakten Lösung auf, nach der die untere Schranke lediglich einem statisch zulässigen Spannungsfeld und die obere Schranke einem kinematisch zulässigen Geschwindigkeitsfeld genügt. Die obere Schranke sollte möglichst niedrig und die untere Schranke möglichst hoch liegen, so dass die exakte Lösung des Problems stark eingegrenzt wird. Bei ingenieurtechnischen Fragestellungen besitzt die obere Schranke gegenüber der unteren Schranke eine weitaus höhere Bedeutung, da sie zum maximal nötigen Umformkraftbedarf der Umformmaschine führt.

Die Bildung der oberen und unteren Schranke erfolgt über die Aufstellung der Leistungsbilanz, nach der die äußere an einen Körper eingebrachte Leistung gleich der inneren umgesetzten Leistung ist:

$$\int_A \sigma_{ij} v_j n_i dA = \int_V \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} dV \quad (2.460)$$

- σ_{ij} : Spannungstensor
- v_j : Geschwindigkeitsvektor an der Oberfläche
- $\dot{\varepsilon}_{ij}$: Formänderungsgeschwindigkeitstensor
- n_i : Normalenvektor auf A

Generell wird vereinbart, dass allgemein die abgekürzte Schreibweise $x_{ij}x_{ij}$ in kartesischen Koordinaten dem folgenden Term entspricht

$$x_{ij}x_{ij} = \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 x_{ij}x_{ij} . \quad (2.461)$$

Mithilfe der Gl. (2.358) bis (2.361), (2.366) und (2.291)

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \lambda \sigma_{ij} ; \quad \lambda = \frac{\sqrt{I_2}}{k} ; \quad I_2 = \frac{1}{2} \dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}$$

ergibt sich Gl. (2.460) zu

$$\int_A \sigma_{ij} v_j n_i dA = \sqrt{2} k \int_V \sqrt{\dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}} dV \quad (2.462)$$

mit der abgekürzten Schreibweise

$$\dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} = \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 \dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} . \quad (2.463)$$

Das Problem an der Lösung von Gl. (2.462) sind die Spannungen und Geschwindigkeiten an der Oberfläche, welche die Randbedingungen des betrachteten Systems darstellen. Daher ist es zweckmäßig, die Oberfläche des betrachteten Systems in einen statischen und einen kinematischen Bereich zu unterteilen. Im statischen Bereich sind dabei die Spannungen vorgegeben und die Geschwindigkeiten unbekannt. Im kinematischen Bereich sind umgekehrt die Geschwindigkeiten der im Kontakt stehenden formgebenden Werkzeuge bekannt und die Spannungen unbekannt.

Daher wird die Oberfläche des betrachteten Systems in Bereiche unterteilt, an denen entweder die Geschwindigkeitsrandbedingungen oder die Spannungsrandbedingungen bekannt sind. Für Gl. (2.462) ergibt sich damit

$$I = \int_{A_v} \sigma_{ij} v_j n_i dA = \sqrt{2} k \int_V \sqrt{\dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}} dV - \int_{A_\sigma} \sigma_{ij} v_j n_i dA = J . \quad (2.464)$$

Auf Basis von Gl. (2.464) lassen sich zwei Extremalaussagen treffen, wobei Größen, die mit einem Stern * versehen sind, angenäherten (geschätzten) Größen entsprechen.

Untere Schranke

Von allen statisch zulässigen Spannungsfeldern σ_{ij}^* wird mit dem tatsächlichen Spannungsfeld σ_{ij} der Ausdruck

$$I^* = \int_{A_v} \sigma_{ij}^* v_j n_i dA_v \leq I = J \quad (2.465)$$

zu einem Maximum.

Obere Schranke

Von allen kinematisch zulässigen Geschwindigkeitsfeldern ergeben das tatsächliche Geschwindigkeitsfeld bzw. die Formänderungsgeschwindigkeiten für den Ausdruck

$$J^* = P_V^* + P_A^* \geq J = I \quad (2.466)$$

ein Minimum. Dabei stellt

$$P_V^* = \sqrt{2} k \int_V \sqrt{\dot{\varepsilon}_{ij}^* \dot{\varepsilon}_{ij}^*} dV \quad (2.467)$$

die im Volumen umgesetzte Leistung dar und

$$P_A^* = - \int_{A_\sigma} \sigma_{ij} v_j^* n_i dA \quad (2.468)$$

die über die statische Oberfläche eingebrachte Leistung.

Für die untere Schranke genügt demnach die kinematische Zulässigkeit und ein möglichst genaues Spannungsfeld wird angenommen (geraten). Die obere Schranke ist statisch zulässig und ein Geschwindigkeitsfeld wird angenommen (geraten). Entspricht die Lösung der unteren Schranke der Lösung der oberen Schranke,

$$I^* = I = J = J^*, \quad (2.469)$$

so stimmen die angenommenen Spannungs- und Geschwindigkeitsfelder genau und es liegt eine exakte Lösung des Problems vor, wonach alle Forderungen nach statischer und kinematischer Zulässigkeit erfüllt sind. Wird für ein betrachtetes System zusätzlich Reibung berücksichtigt, so muss z.B. auf Basis des Reibfaktormodells mit dem Reibfaktor m zur oberen Schranke ein Reibanteil hinzugerechnet werden:

$$P_R^* = \int_{A_R} m \cdot k \cdot |v_{rel}| dA_R. \quad (2.470)$$

Die Größe v_{rel} stellt die Relativgeschwindigkeit zwischen den Reibpartnern Werkzeug und Werkstück und A_R die entsprechende Reibkontaktefläche dar.

Häufig wird zur Lösung eines Problems nach dem Schrankenverfahren das System in mehrere Bereiche unterteilt. Dadurch ergeben sich Unstetigkeiten bezüglich der tangentialen Geschwindigkeitskomponente an den Grenzen der

Teilbereiche. Die Normalkomponente der Geschwindigkeit bleibt jedoch stetig. Die Unstetigkeiten werden als Scheranteile der oberen Schranke mitberücksichtigt, wobei v_{rel} die Relativgeschwindigkeit zwischen den Bereichsgrenzen darstellt und zusammen mit der Schubfließspannung k die Scherleistung bildet:

$$P_S^* = \int_A k \cdot |v_{\text{rel}}| dA_S . \quad (2.471)$$

A_S : Scherfläche

Für die obere Schranke gilt somit unter Berücksichtigung der Reib- und Scheranteile:

$$J^* = P_V^* + P_A^* + P_R^* + P_S^* . \quad (2.472)$$

Beispiel: Stauchen einer Zylinderprobe

Im Folgenden wird anhand eines einfachen Beispiels die praktische Anwendung des Schrankenverfahrens erläutert. Dazu wird gemäß Abb. 2.154 für das Stauchen eines zylindrischen Körpers die obere und untere Schranke aufgestellt und auf diese Weise die für das Stauchen erforderliche Umformleistung bzw. Umformkraft eingegrenzt. Zur Aufstellung der Schranken werden u. a. die Formänderungs-geschwindigkeiten $\dot{\varepsilon}_{ij}$ benötigt.

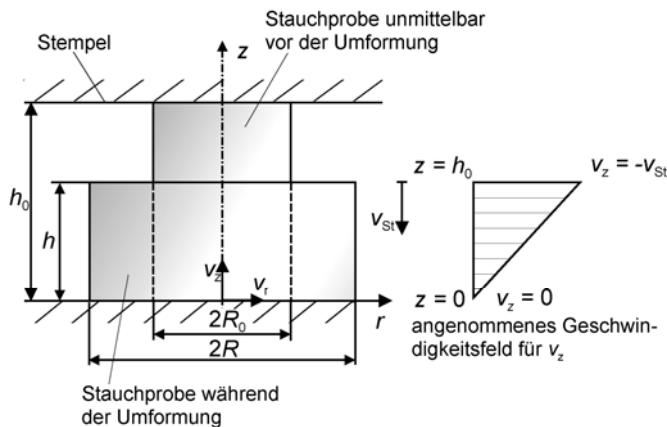


Abb. 2.154 Modell für das Stauchen eines Zylinders nach dem Schrankenverfahren

Die Berechnung der Formänderungsgeschwindigkeiten orientiert sich an der Plastizitätsrechnung gemäß Tabelle 2.9, wobei die Berechnungsschritte I bis VII chronologisch durchgeführt werden.

Pkt. I: Analyse des betrachteten Problems

- rein mechanische Beanspruchung,
- rotationssymmetrisches Problem,
- Betrachtung in Zylinderkoordinaten.

Pkt. II: Annahmen/Voraussetzungen

- homogenes und isotropes Materialverhalten (Stahlwerkstoff),
- Werkstoffverhalten: v. Mises Stoffgesetz,
- Werkstoff befindet sich vollkommen im plastischen Zustand,
- keine Ausbauchung der Probe trotz Reibung,
- Volumenkonstanz (Werkstoff inkompresibel).

Pkt. III: Randbedingungen

- Reibung zwischen Ober-/Unterstempel und der Stauchprobe gemäß Reibfaktormodell mit Reibfaktor $m = 0,5$,
- Spannungen an der Manteloberfläche der Stauchprobe gleich null,
- Randbedingungen bezüglich der Geschwindigkeitsfelder in der Probe gemäß Abb. 2.154,
 $v_z(z = h) = -v_{\text{St}}$,
 $v_z(z = 0) = 0$,
 $v_r(r = 0) = 0$,
mit v_z gleich der axialen und v_r gleich der radialen Geschwindigkeitskomponente.

Pkt. IV: Kräftegleichgewicht

Das Kräftegleichgewicht wird für das hier betrachtete Beispiel nicht benötigt.

Pkt. V: Formänderungsgeschwindigkeit

Zur Bestimmung der Formänderungsgeschwindigkeit in axialer Richtung wird zunächst gemäß Abb. 2.154 auf Basis der getroffenen Randbedingungen das folgende lineare Geschwindigkeitsfeld in axialer Richtung angenommen:

$$v_z^*(z) = -v_{\text{St}} \cdot \frac{z}{h} . \quad (2.473)$$

Für die axiale Formänderungsgeschwindigkeit folgt somit:

$$\dot{\varepsilon}_z^* = \frac{\partial v_z^*}{\partial z} = -\frac{v_{\text{St}}}{h} . \quad (2.474)$$

Pkt. VI: Kontinuitätsgleichung

Zur Bestimmung des radialen Geschwindigkeitsfelds und der daraus resultierenden übrigen Formänderungsgeschwindigkeiten wird die Kontinuitätsgleichung herangezogen:

$$\dot{\varepsilon}_r^* + \dot{\varepsilon}_g^* + \dot{\varepsilon}_z^* = \frac{\partial v_r^*}{\partial r} + \frac{v_r^*}{r} + \frac{\partial v_z^*}{\partial z} = 0. \quad (2.475)$$

Mit

$$\frac{\partial v_z^*}{\partial z} = -\frac{v_{St}}{h} \quad (2.476)$$

wird eine inhomogene Differenzialgleichung erster Ordnung erhalten:

$$\frac{\partial v_r^*}{\partial r} + \frac{v_r^*}{r} = \frac{v_{St}}{h}. \quad (2.477)$$

Die Lösung der Differenzialgleichung ergibt

$$v_r^*(r) = \frac{C}{r} + \frac{1}{2} \cdot \frac{v_{St}}{h} \cdot r \text{ für } r \neq 0. \quad (2.478)$$

Die Bestimmung der unbekannten Konstanten C erfolgt mithilfe der Randbedingung

$$v_r(r=0) = 0. \quad (2.479)$$

Mit $C = 0$ folgt schließlich für das Geschwindigkeitsfeld in radialer Richtung

$$v_r^*(r) = \frac{1}{2} \cdot \frac{v_{St}}{h} \cdot r. \quad (2.480)$$

Da mit den aufgestellten Geschwindigkeitsfeldern die Kontinuitätsgleichung erfüllt ist und, wie sich prüfen lässt, unter der richtigen Annahme des einachsigen Spannungszustands auch die Fließregel erfüllt ist, liegt somit ein kinematisch zulässiges Geschwindigkeitsfeld vor.

Für die übrigen Formänderungsgeschwindigkeiten folgt:

$$\dot{\varepsilon}_r^* = \frac{\partial v_r^*}{\partial r} = \frac{1}{2} \cdot \frac{v_{St}}{h}, \quad (2.481)$$

$$\dot{\varepsilon}_g^* = \frac{v_r^*}{r} = \frac{1}{2} \cdot \frac{v_{St}}{h}, \quad (2.482)$$

$$\dot{\varepsilon}_{rz}^* = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_r^*}{\partial z} + \frac{\partial v_z^*}{\partial r} \right) = 0. \quad (2.483)$$

Pkt. VII: Stoffgesetz

Die Anwendung der Fließbedingung nach v. Mises ergibt für die Schubfließgrenze k :

$$k = \frac{k_f}{\sqrt{3}}. \quad (2.484)$$

Die nun ermittelten Ausdrücke für die Formänderungsgeschwindigkeiten sowie für die Schubfließgrenze erlauben die Berechnung der oberen Schranke für die Umformleistung:

Obere Schranke

Für die im Volumen umgesetzte Leistung gilt auf Basis der angenommenen Geschwindigkeitsfelder:

$$P_V^* = \sqrt{2} k \int_V \sqrt{\dot{\varepsilon}_{ij}^* \dot{\varepsilon}_{ij}^*} dV = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} k_f \int_V \sqrt{\dot{\varepsilon}_{ij}^* \dot{\varepsilon}_{ij}^*} dV. \quad (2.485)$$

Für den Ausdruck $\sqrt{\dot{\varepsilon}_{ij}^* \dot{\varepsilon}_{ij}^*}$ ergibt sich:

$$\sqrt{\dot{\varepsilon}_{ij}^* \dot{\varepsilon}_{ij}^*} = \sqrt{2 I_2} = \sqrt{2} \cdot \sqrt{\dot{\varepsilon}_{rz}^{*2} - (\dot{\varepsilon}_r^* \dot{\varepsilon}_g^* + \dot{\varepsilon}_g^* \dot{\varepsilon}_z^* + \dot{\varepsilon}_z^* \dot{\varepsilon}_r^*)} = \sqrt{\frac{3}{2} \cdot \frac{v_{St}}{h}}. \quad (2.486)$$

Für die im Volumen umgesetzte Leistung folgt somit:

$$P_V^* = \pi R^2 \cdot k_f \cdot v_{St}. \quad (2.487)$$

Für den kinematisch zulässigen Bereich an der Oberfläche der Stauchprobe wird die Mantelfläche betrachtet, an der die exakt vorliegenden Spannungen gleich null sind. Demnach ist auch die über die kinematische Teiloberfläche eingebrachte Leistung gleich null:

$$P_A^* = 0 . \quad (2.488)$$

Reibung liegt an beiden Stirnseiten der Stauchprobe vor. Wird für die Reibung das Reibfaktormodell gemäß Kap.2.6.3.3, Gl. (2.558) mit $\tau_R = m \cdot k$ und m , dem Reibfaktor, zugrunde gelegt, so ergibt sich für die Reibleistung:

$$P_R^* = 2 \cdot \int_0^{2\pi R} \int_0^R m \cdot k \cdot v_r^*(r) r dr d\vartheta = \frac{2\pi m R^3}{3\sqrt{3}} \cdot k_f \cdot \frac{v_{St}}{h} . \quad (2.489)$$

Da in diesem Beispiel die Umformzone nicht in mehrere Bereiche unterteilt wird, liegen bezüglich der Geschwindigkeitsfelder keine Unstetigkeiten vor. Der Scherleistungsanteil ergibt daher null:

$$P_S^* = 0 . \quad (2.490)$$

Die gesamte obere Schranke ergibt:

$$J^* = P_V^* + P_A^* + P_R^* + P_S^* = \pi R^2 \cdot k_f \cdot v_{St} \left(1 + \frac{2m}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{R}{h} \right) . \quad (2.491)$$

Untere Schranke

Für die Aufstellung der unteren Schranke wird die am statisch zulässigen Bereich der Stauchprobenoberfläche eingebrachte Leistung berücksichtigt. Für den kinematisch zulässigen Bereich der Probenoberfläche wurde die Mantelfläche berücksichtigt. Die restliche statisch einzubringende Oberfläche entspricht daher den Stirnseiten der Stauchprobe. Für die axiale Geschwindigkeit gilt an der oberen Stirnseite die bekannte Randbedingung

$$v_z(z = h) = -v_{St} \quad (2.492)$$

sowie an der unteren Stirnseite

$$v_z(z = 0) = 0 . \quad (2.493)$$

Bezüglich der Radialgeschwindigkeit wird angenommen, dass an den Stirnflächen die Beziehung

$$v_r(r) = \frac{1}{2} \cdot \frac{v_{St}}{h} \cdot r \quad (2.494)$$

exakt gilt. Gemäß der Vorgehensweise für die untere Schranke wird nun von einem statisch zulässigen Spannungsfeld an den Stirnseiten ausgegangen. Für die Spannungskomponenten an der Oberfläche soll gelten:

$$\sigma_z^* = \text{konst.} = -k_f, \quad (2.495)$$

$$\tau_{rz}^* = m \cdot k = m \frac{k_f}{\sqrt{3}}. \quad (2.496)$$

Für die untere Schranke gilt somit:

$$I^* = \int_{A_v} \sigma_{ij}^* v_j n_i dA_v = \int_0^{2\pi R} \int_0^h (\sigma_z^* \cdot v_z(z=h) + 2 \tau_{rz}^* \cdot v_r(r)) r dr dz \quad (2.497)$$

$$I^* = \pi R^2 \cdot k_f \cdot v_{St} \left(1 + \frac{2m}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{R}{h} \right). \quad (2.498)$$

Es ist festzustellen, dass die Ergebnisse für die untere und die obere Schranke identisch sind:

$$I^* = I = J = J^* = P = \pi R^2 \cdot k_f \cdot v_{St} \left(1 + \frac{2m}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{R}{h} \right). \quad (2.499)$$

Es liegt daher die exakte Lösung für die Umformleistung P vor, die angenommenen Geschwindigkeits- und Spannungsfelder entsprechen genau den Feldern in der Stauchprobe. Für die Umformkraft F_{St} ergibt sich:

$$F_{St} = \frac{P}{v_{st}} = \pi R^2 \cdot k_f \cdot \left(1 + \frac{2m}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{R}{h} \right). \quad (2.500)$$



2.5.5.3 Finite-Element-Methode

Die Anwendung endkonturnaher Umformverfahren ist mit einem erheblichen Entwicklungsaufwand für die Prozessauslegung und insbesondere für die Auslegung der formgebenden Werkzeuge verbunden. Ein wirtschaftlicher Einsatz komplexer Umformverfahren erfordert daher die Minimierung der Entwicklungskosten.

Der Einsatz von Verfahren zur Prozesssimulation leistet hierzu einen entscheidenden Beitrag, sofern die Simulationsmethoden in der Lage sind, die Prozesse mit der erforderlichen Präzision abzubilden. Die Simulation auf Basis der nichtlinearen Finite-Element-Methode (FEM) bietet ein besonders großes Potenzial zur Auslegung neuer sowie zur Optimierung bestehender Prozesse.

Die FEM-Simulation von Umformprozessen hilft, die Anzahl teurer und aufwendiger Versuche zu senken. Mithilfe der FEM lassen sich z.B. Aussagen bezüglich des Stoffflusses des zu erzeugenden Bauteils und der Werkzeugbelastung treffen oder Fertigungsfehler wie Falten oder Risse vorhersagen.

Die FEM ist ein mathematisches Verfahren, bei dem ein durch ein Variationsprinzip bzw. durch ein System von Differenzialgleichungen beschriebenes Problem, welches analytisch nicht lösbar ist, in ein algebraisches Problem umgewandelt wird. Die zu betrachtende Gesamtstruktur eines Systems wird dabei durch ein Berechnungsmodell ersetzt, das diese Struktur in eine Vielzahl kleiner Teilgebiete (finite Elemente) unterteilt.

Die Elemente sind an ihren Eckpunkten bzw. ihren Seitenkanten durch Knoten miteinander verbunden. Durch einfache Ansatzfunktionen für die Elemente wird anschließend das Verhalten der Gesamtstruktur des Systems beschrieben und je nach vorliegender Problemstellung Verschiebungen, Spannungsfelder, Temperaturfelder, magnetische Felder etc. im System ermittelt. Dabei werden die außen bzw. innen wirkenden Kräfte bzw. Spannungen in statisch gleichwertige Knotenpunktsskräfte oder -spannungen überführt, da Spannungen bzw. Kräfte nur über die Elementknoten übertragen werden können.

Die FEM stellt somit eine Näherung der exakten Lösung des Problems dar. Dabei gilt, dass je feiner das zu beschreibende System in finite Elemente unterteilt wird, desto genauer wird das beschriebene Problem an die Realität angenähert und desto höher ist somit die Lösungsgüte der FEM-Berechnung. Mit einer steigenden Zahl finiter Elemente zur Beschreibung des Problems steigt jedoch auch der Berechnungsaufwand exponentiell an.

Es muss daher immer ein Kompromiss zwischen Berechnungsaufwand und Ergebnisgenauigkeit gewählt werden. In Hinblick auf die weiter ansteigende Leistungsfähigkeit von Rechnern lassen sich jedoch immer komplexere FEM-Modelle mit einem feineren Finite-Elemente-Netz realisieren.

Kommerzielle FEM-Software besteht grundsätzlich aus drei Bestandteilen (Abb. 2.155 und Abb. 2.156):

- Pre-Prozessor (Software zur Erstellung des FEM-Modells),
- Solver (Berechnung der Feldgrößen wie z.B. Spannungen, Kräfte, Temperaturen im betrachteten Prozess),
- Post-Prozessor (Software zur Visualisierung der Berechnungsergebnisse).

Pre-Prozessor: (Erstellung des FEM-Modells)

Definition der Werkstück- und Werkzeuggeometrien:

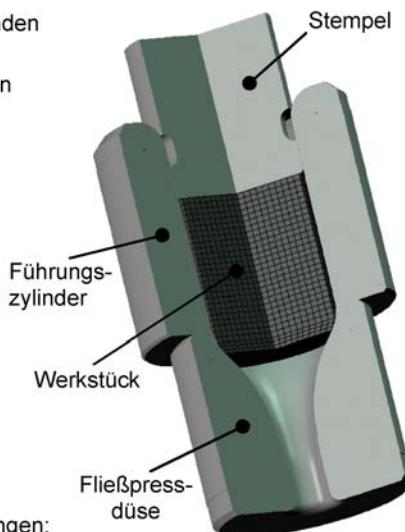
- Geometrische Abbildung und Diskretisierung des Werkstücks mit Hilfe finiter Elemente
- Geometrische Abbildung der formgebenden Werkzeuge mit Hilfe von
 - analytisch oder diskret beschriebenen Kurven (2D) bzw. Flächen (3D)
 - finiten Elementen (2D oder 3D)

Definition der Materialeigenschaften des Werkstücks sowie u.U. der Werkzeuge:

- Elastizitätsmodul $E(T)$
- Querkontraktionszahl $\nu(T)$
- Fließkurven $k_f(T, \varphi, \dot{\varphi})$
- Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha(T)$
- Wärmeleitkoeffizient $\lambda(T)$
- spezifische Wärmekapazität $c(T)$

Definition der Anfangs- und Randbedingungen:

- Reibung zwischen Kontaktpartnern
- Wärmestrahlung des Werkst. an Umgebung
- Wärmeübergang zwischen Werkst. und Werkz.
- Definition der Werkzeugkinetik
- Werkstücktemperatur
- Werkzeugtemperaturen
- Spannungsfelder im Bauteil



Beispiel: FEM-Modell eines Voll-Vorwärts-Fließpressprozesses

Abb. 2.155 Aufgaben des Pre-Prozessors eines kommerziellen FEM-Programms

Solver: Berechnung des betrachteten Umformprozesses auf Basis des FEM-Modells

- mathematisches Berechnungsmodell nach dem ein Variationsproblem bzw. Differentialgleichungen zur Beschreibung der mechanischen und thermischen Vorgänge des betrachteten Umformprozesses mit Hilfe der FEM in ein algebraisches Matrix-Gleichungssystem überführt und gelöst werden

• Berechnung z.B.

- | | |
|---|--|
| <ul style="list-style-type: none"> • Stofffluss • Spannungsfelder • Temperaturfeld • Umformkraft, | <ul style="list-style-type: none"> • Verzerrungsfeld (Umformgrad) • mechanische und thermische Werkzeugbelastung • Faltenbildung am Werkstück und Faserverlauf • finale Bauteilkontur (abhängig von Stofffluss, thermisch bedingte Schrumpfung, ...) |
|---|--|

↓ Übergabe der Berechnungs-
ergebnisse an den Post-Prozessor

Post-Prozessor:

Visualisierung der erzielten Berechnungsergebnisse mit Hilfe einer grafischen Benutzeroberfläche

Beispiel: Berechnungsergebnisse für einen Voll-Vorwärts-Fließpressprozess



Abb. 2.156 Aufgaben des Solvers und des Post-Prozessors eines kommerziellen FEM-Programms

Speziell für die Simulation umformtechnischer Prozesse wird eine Reihe kommerzieller FEM-Programme angeboten.

In Abb. 2.157 und Abb. 2.158 sind beispielhaft das FEM-Simulationsergebnis und das entsprechende FEM-Modell eines zweistufigen Warmmassivumformprozesses zur Fertigung eines schräg verzahnten Zahnrads dargestellt. Das FEM-Berechnungsergebnis zeigt den zu erwartenden Stofffluss.

Die Berechnung umformtechnischer Prozesse kann mithilfe unterschiedlicher Elementtypen gemäß Abb. 2.159 erfolgen. Zur Erläuterung des Berechnungsverfahrens der FEM wird in den folgenden Kapiteln zunächst der rein elastische, stationäre Fall betrachtet, bei dem ein Körper aufgrund einer äußeren Last elastisch deformiert wird.

Des Weiteren werden zur besseren Anschaulichkeit der zugrunde liegenden mathematischen Gleichungssysteme der FEM ausschließlich ebene Probleme, also zweidimensionale Probleme, behandelt.

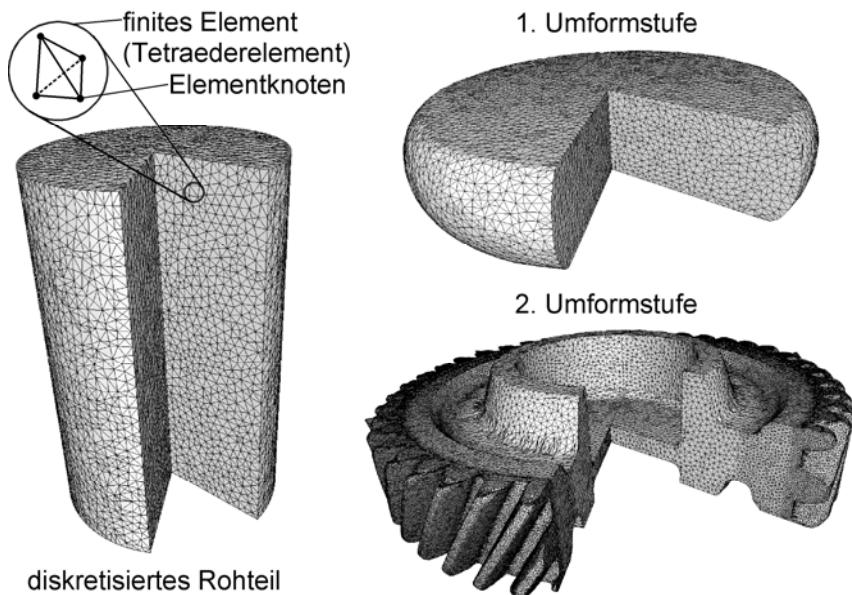


Abb. 2.157 FEM-Stoffflusssimulation eines zweistufigen Schmiedeprozesses zur Fertigung eines Zahnrads mithilfe eines kommerziellen FEM-Programms

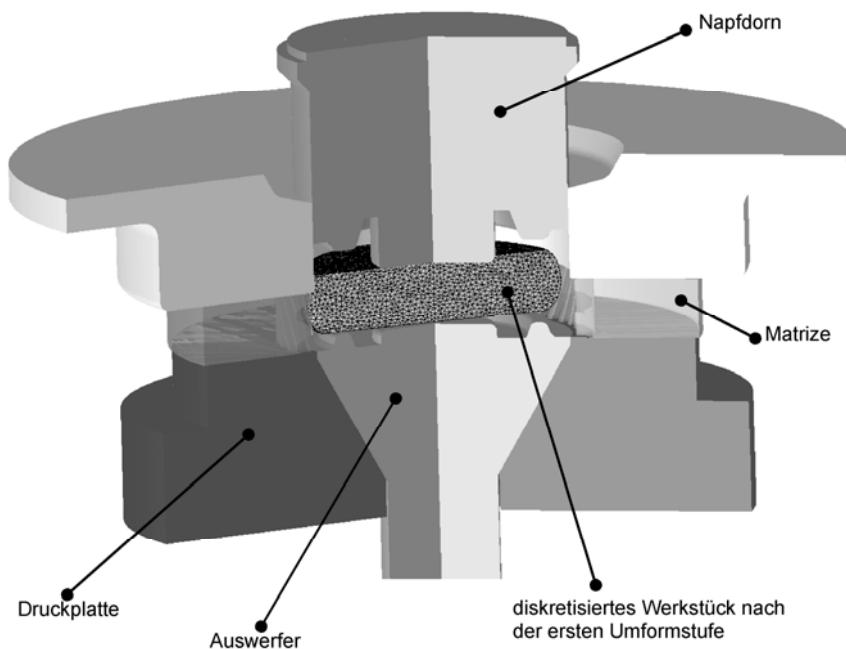


Abb. 2.158 FEM-Modell der zweiten Schmiedestufe zur Fertigung des Zahnrads

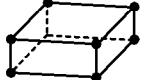
1D	2D	3D
 Stabelement	 Dreieck-element	 Schalen-element
	 4-Knoten-Viereckelement	 Hexaeder-element
	 8-Knoten-Viereckelement	 Tetraeder-element

Abb. 2.159 Beispiele für unterschiedliche finite Elementtypen

Prinzip der virtuellen Verschiebungen

Beim virtuellen Verschiebungszustand wird dem wirklichen Verschiebungszustand ein kleiner, virtueller Verschiebungszustand überlagert. Es gilt, dass für jeden virtuellen Verschiebungszustand die virtuelle innere Energie U_{in} eines elastisch deformierten Körpers gleich der virtuellen Arbeit U_{ex} der äußeren an den Körper angreifenden Kräfte ist /Bat02/:

$$\delta U_{\text{in}} = \delta U_{\text{ex}} . \quad (2.501)$$

Die virtuelle innere Energie des Körpers entspricht dem über das Volumen integrierten Skalarprodukt aus dem Spannungsvektor $\underline{\sigma}$ und dem virtuellen Verzerrungsvektor $\underline{\delta\varepsilon}$. Die virtuelle äußere Arbeit ergibt sich aus dem Produkt der äußeren Kräfte \underline{f} und den virtuellen Verschiebungen $\underline{\delta u}$,

$$\int_V \underline{\sigma}^T \cdot \underline{\delta\varepsilon} \cdot dV = \underline{f}^T \cdot \underline{\delta u} \quad (2.502)$$

mit

$$\underline{\sigma}^T = [\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}] \quad (2.503)$$

$$\underline{\varepsilon}^T = [\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}] . \quad (2.504)$$

Der Spannungs- und der Verzerrungsvektor sind durch die Materialsteifigkeitsmatrix $\underline{\underline{M}}$ miteinander gekoppelt, welche im Folgenden noch näher erläutert wird.

$$\underline{\sigma} = \underline{\underline{M}} \cdot \underline{\varepsilon} \quad (2.505)$$

bzw.

$$\begin{aligned} \underline{\sigma}^T &= (\underline{\underline{M}} \cdot \underline{\varepsilon})^T = \underline{\varepsilon}^T \cdot \underline{\underline{M}}^T = \underline{\varepsilon}^T \cdot \underline{\underline{M}} ; \\ (\underline{\underline{M}}^T &= \underline{\underline{M}} \text{ da } \underline{\underline{M}} \text{ symmetrisch ist}) \end{aligned}$$

Damit ergibt sich für Gl. (2.502):

$$\int_V \underline{\varepsilon}^T \cdot \underline{\underline{M}} \cdot \underline{\delta\varepsilon} \cdot dV = \underline{f}^T \cdot \underline{\delta u} . \quad (2.506)$$

Wird darüber hinaus angenommen, dass der Verzerrungsvektor $\underline{\varepsilon}$ über die Verzerrungs-Verschiebungs-Transformationsmatrix $\underline{\underline{H}}$ mit den Knotenverschiebungen \underline{u} eines Elements in Beziehung gesetzt werden kann, folgt

$$\underline{\varepsilon} = \underline{\underline{H}} \underline{u} \quad (2.507)$$

und somit für Gl. (2.506):

$$\int_V \underline{u}^T \cdot \underline{\underline{H}}^T \cdot \underline{\underline{M}} \cdot \underline{\underline{H}} \cdot \delta \underline{u} dV = \underline{f}^T \cdot \delta \underline{u}. \quad (2.508)$$

$$\underline{u}^T \int_V (\underline{\underline{H}}^T \cdot \underline{\underline{M}} \cdot \underline{\underline{H}}) dV \delta \underline{u} = \underline{f}^T \delta \underline{u}. \quad (2.509)$$

Der Vektor der Knotenverschiebungen \underline{u} ist konstant und wird aus dem Integral gezogen. Da Gl. (2.509) für alle Variationen geschrieben werden kann, gilt auch:

$$\int_V (\underline{\underline{H}}^T \cdot \underline{\underline{M}} \cdot \underline{\underline{H}}) dV \cdot \underline{u} = \underline{f}. \quad (2.510)$$

Mit $\underline{\underline{k}}$ gleich der Elementsteifigkeitsmatrix

$$\underline{\underline{k}} = \int_V (\underline{\underline{H}}^T \cdot \underline{\underline{M}} \cdot \underline{\underline{H}}) dV \quad (2.511)$$

ergibt Gl. (2.510) die endgültig verwendete Form:

$$\underline{\underline{k}} \cdot \underline{u} = \underline{f}. \quad (2.512)$$

Sind somit die äußereren, an einem Element angreifenden Kräfte \underline{f} bekannt, so lassen sich durch vorheriges Lösen des Ausdrucks für die Elementsteifigkeitsmatrix $\underline{\underline{k}}$ die Knotenverschiebungen \underline{u} berechnen.

Die Berechnung der Elementsteifigkeitsmatrix $\underline{\underline{k}}$ und die damit verbundene Aufstellung der Materialsteifigkeitsmatrix $\underline{\underline{M}}$ sowie der Matrix $\underline{\underline{H}}$ wird anhand des folgenden Beispiels erläutert.

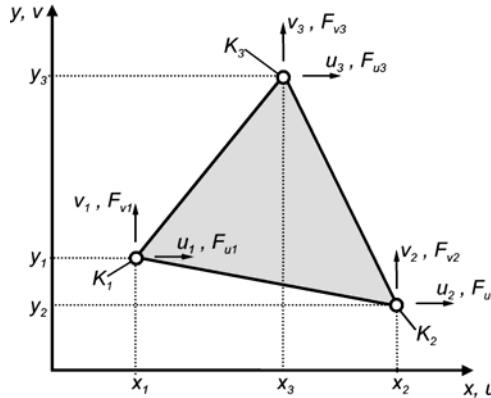


Abb. 2.160 Darstellung eines finiten 3-Knoten-Dreieckelements sowie der Knotenkräfte und -verschiebungen

Beispiel: Ermittlung der Steifigkeitsmatrix für ein ebenes 3-Knoten-Dreieckselement

Die Anwendung von Gl. (2.512) und somit das Prinzip der FEM soll anhand einer zweidimensionalen elastischen Verzerrung eines ebenen 3-Knoten-Dreieckelements gemäß Abb. 2.160 veranschaulicht werden (s. Tabelle 2.9, S. 126, Elastizitätsrechnung Pkt. I). Für die elastische Verformung des Dreieckselements wird eine homogene Verformung sowie isotropes Materialverhalten angenommen (s. Tabelle 2.9, S. 126, Elastizitätsrechnung Pkt. II). Die Knoten des Dreiecks-elements sind mit K_1, K_2, K_3 bezeichnet, an denen die Knotenkräfte

$$\underline{f} = (F_{u1}, F_{v1}, F_{u2}, F_{v2}, F_{u3}, F_{v3})^T \quad (2.513)$$

angreifen, welche die Knotenverschiebungen

$$\underline{u} = (u_1, v_1, u_2, v_2, u_3, v_3)^T \quad (2.514)$$

bewirken (s. Tabelle 2.9, Elastizitätsrechnung Pkt. III).

Zur Berechnung der Knotenverschiebungen \underline{u} wird zunächst die Materialsteifigkeitsmatrix $\underline{\underline{M}}$ aufgestellt. Wird von isotropem Material ausgegangen, d.h., das Material weist in allen 3 Raumrichtungen gleiches Umformverhalten auf, so werden zur Beschreibung des elastischen Formänderungsverhaltens lediglich die Materialkennwerte Elastizitätsmodul E und Querkontraktionszahl ν benötigt. Für die Materialsteifigkeitsmatrix $\underline{\underline{M}}$ ergibt sich für den Fall des ebenen Spannungszustands ($\sigma_{xz} = \sigma_{yz} = \sigma_{zz} = 0, \varepsilon_{zz} \neq 0$) bzw. für den Fall des ebenen Verzerrungszustands ($\varepsilon_{xz} = \varepsilon_{yz} = \varepsilon_{zz} = 0, \sigma_{zz} \neq 0$) der Ausdruck

$$\underline{\underline{M}} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \quad (2.515)$$

bzw.

$$\underline{\underline{M}} = \frac{E}{(1-\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} \end{bmatrix}. \quad (2.516)$$

(s. Tabelle 2.9, Elastizitätsrechnung Pkt. VII).

Um die Elementsteifigkeitsmatrix $\underline{\underline{k}}$ berechnen zu können, muss nun noch die Matrix $\underline{\underline{H}}$ gemäß Gl. (2.507) aufgestellt werden, welche den Verzerrungsvektor

$$\underline{\varepsilon}^T = [\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}, \gamma_{xy}] \quad (2.517)$$

mit den Knotenverschiebungen \underline{u} in Beziehung setzt. Hier sieht die FEM die Einführung entsprechender Ansatzfunktionen für das Verschiebungsfeld vor, welche zunächst unbekannte Parameter enthalten. Für das Verschiebungsfeld werden lineare Ansatzfunktionen der Form

$$u(x, y) = a_1 + a_2x + a_3y \quad (2.518)$$

$$v(x, y) = b_1 + b_2x + b_3y \quad (2.519)$$

gewählt. Gemäß Abb. 2.160 müssen die Ansatzfunktionen für das Verschiebungsfeld an den Elementknoten den Knotenverschiebungen entsprechen:

$$\begin{aligned} u(x_1, y_1) &= u_1, & u(x_2, y_2) &= u_2, & u(x_3, y_3) &= u_3, \\ v(x_1, y_1) &= v_1, & v(x_2, y_2) &= v_2, & v(x_3, y_3) &= v_3. \end{aligned}$$

Somit entstehen sechs Gleichungen, mit denen die unbekannten Parameter bestimmt werden können. Nach Auswertung der sechs Gleichungen werden die Ausdrücke für die Parameter a_i , b_i in Gl. (2.518) und (2.519) eingesetzt und anschließend nach den Knotenverschiebungen u_i und v_i umsortiert, so dass für das Verschiebungsfeld die folgenden Funktionen entstehen:

$$u(x, y) = h_1(x, y) u_1 + h_2(x, y) u_2 + h_3(x, y) u_3 , \quad (2.520)$$

$$v(x, y) = h_1(x, y) v_1 + h_2(x, y) v_2 + h_3(x, y) v_3 \quad (2.521)$$

mit $h_i(x, y)$ gleich

$$h_1(x, y) = \frac{1}{2A} [x_2 y_3 - x_3 y_2 + x(y_2 - y_3) + y(x_3 - x_2)], \quad (2.522)$$

$$h_2(x, y) = \frac{1}{2A} [x_3 y_1 - x_1 y_3 + x(y_3 - y_1) + y(x_1 - x_3)], \quad (2.523)$$

$$h_3(x, y) = \frac{1}{2A} [x_1 y_2 - x_2 y_1 + x(y_1 - y_2) + y(x_2 - x_1)], \quad (2.524)$$

welche als Formfunktionen bezeichnet werden. A entspricht der Fläche des Dreieckselements und berechnet sich zu

$$2A = \det \begin{bmatrix} 1 & x_1 & y_1 \\ 1 & x_2 & y_2 \\ 1 & x_3 & y_3 \end{bmatrix}. \quad (2.525)$$

Das Verzerrungsfeld $\underline{\varepsilon}$ entspricht der Ableitung des Verschiebungsfelds, es gilt:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial y} \\ \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial h_1}{\partial x} & 0 & \frac{\partial h_2}{\partial x} & 0 & \frac{\partial h_3}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial h_1}{\partial y} & 0 & \frac{\partial h_2}{\partial y} & 0 & \frac{\partial h_3}{\partial y} \\ \frac{\partial h_1}{\partial y} & \frac{\partial h_1}{\partial x} & \frac{\partial h_2}{\partial y} & \frac{\partial h_2}{\partial x} & \frac{\partial h_3}{\partial y} & \frac{\partial h_3}{\partial x} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} u_1 \\ v_1 \\ u_2 \\ v_2 \\ u_3 \\ v_3 \end{bmatrix}. \quad (2.526)$$

Dies entspricht der Beziehung gemäß Gl. (2.507)

$$\underline{\varepsilon} = \underline{\underline{H}} \underline{u} \quad (2.527)$$

(s. Tabelle 2.9, Elastizitätsrechnung Pkt. V).

Mit den nun bekannten Matrizen $\underline{\underline{M}}$ und $\underline{\underline{H}}$ lässt sich die Elementsteifigkeitsmatrix $\underline{\underline{k}}$ berechnen. Da zudem die Matrizen $\underline{\underline{M}}$ und $\underline{\underline{H}}$ konstant sind, d.h. nicht von den Ortsvariablen x, y abhängen, lässt sich das Volumenintegral in $\underline{\underline{k}}$ in diesem Fall einfach berechnen zu

$$\underline{\underline{k}} = \int_V (\underline{\underline{H}}^T \cdot \underline{\underline{M}} \cdot \underline{\underline{H}}) dV = \underline{\underline{H}}^T \cdot \underline{\underline{M}} \cdot \underline{\underline{H}} \cdot d \cdot A. \quad (2.528)$$

d : Elementdicke

A : Elementfläche

Das Integral in $\underline{\underline{k}}$ lässt sich jedoch nicht immer so einfach berechnen. Werden z.B. nichtlineare Ansatzfunktionen verwendet, also Ansatzfunktionen höherer Ordnung, so sind die Koeffizienten der Matrix $\underline{\underline{H}}$ nicht mehr konstant und das Volumenintegral muss berechnet werden. Die Berechnung des Integrals

$$\underline{\underline{k}} = \int_V (\underline{\underline{H}}^T \cdot \underline{\underline{M}} \cdot \underline{\underline{H}}) dV \quad (2.529)$$

erfolgt in diesem Fall mithilfe eines numerischen Integrationsverfahrens, z.B. der Gaußpunktintegration /Sch91, Bat02/. Nach diesem Verfahren wird mittels der Aufstellung von Integrationspunkten im betrachteten Element das Integral näherungsweise berechnet.

Neben dem 3-Knoten-Dreieck werden zur Berechnung ebener Probleme auch weitere Elementtypen wie z.B. das 6-Knotendreieck eingesetzt, bei dem zusätzlich zu den Eckknoten in der Mitte der Elementkanten jeweils ein weiterer Knoten zugeordnet ist (Abb. 2.161).

Auch für diesen Elementtyp werden Ansatzfunktionen höherer Ordnung verwendet, so dass in diesem Fall ebenfalls das Integral zur Berechnung der Elementsteifigkeitsmatrix $\underline{\underline{k}}$ ausgewertet werden muss. Weitere Elementtypen sind das 4-Knoten-, 8-Knoten- und das 9-Knoten-Viereck.

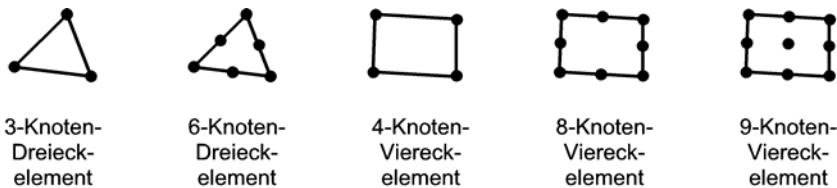


Abb. 2.161 Beispiele unterschiedlicher Elementtypen für ebene Probleme

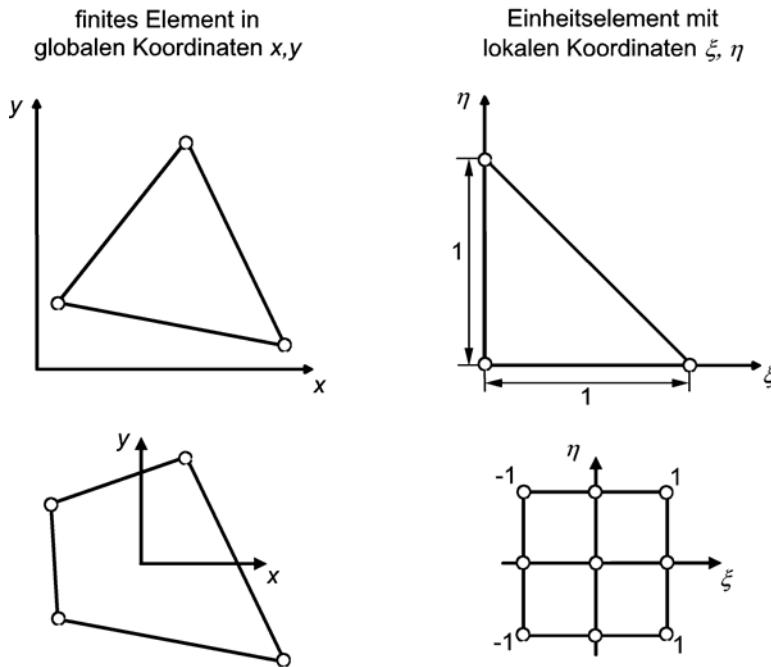


Abb. 2.162 Transformation eines finiten Elements auf ein Einheitselement mit lokalen Koordinaten

Bei der praktischen Anwendung der FEM werden gemäß Abb. 2.162 die Formfunktionen mit globalen x, y -Koordinaten in lokale ξ, η -Koordinaten überführt.

Der Vorteil lokaler Koordinaten liegt in einer erheblichen Reduzierung des Rechenaufwands und einer leichteren Handhabbarkeit der Formfunktionen. Die Aufstellung linearer Formfunktionen bzw. von Formfunktionen höherer Ordnung, die Transformation von Formfunktionen in lokale Koordinaten sowie die Auswertung der Elementsteifigkeitsmatrix \underline{k} werden ausführlich in /Sch91, Bat02/ erläutert.

In der einschlägigen Literatur werden u. a. Tabellenwerke mit entsprechenden Formfunktionen für die unterschiedlichen Elementtypen zur Verfügung gestellt. Diese können universell für den entsprechenden Elementtyp eingesetzt werden und müssen somit nicht für jede durchzuführende Berechnung neu aufgestellt werden.

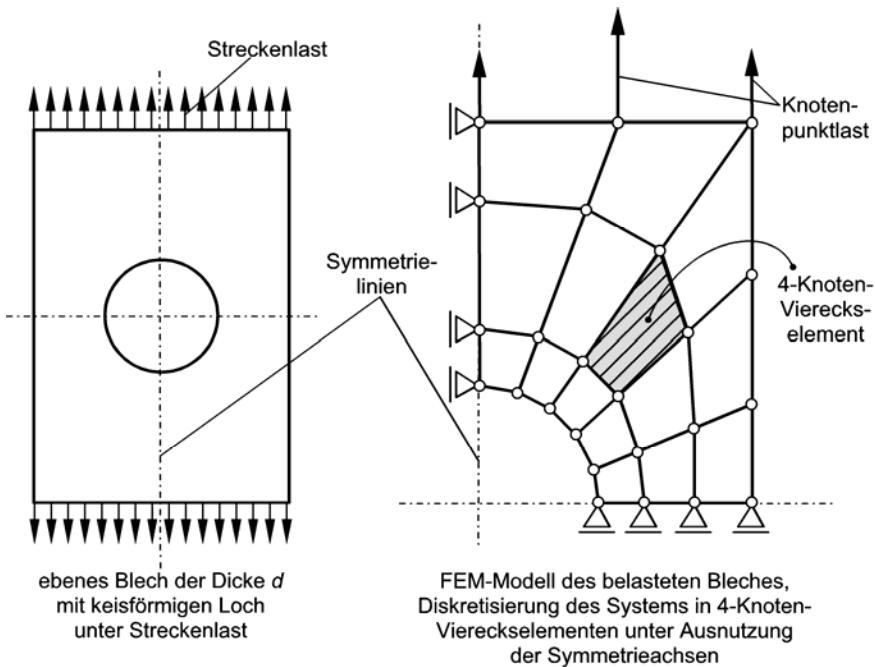


Abb. 2.163 Beispiel für die Diskretisierung eines Systems in finite Elemente

Beispiel: System aus mehreren finiten Elementen, Gesamtsteifigkeitsmatrix

Für die Modellierung eines belasteten Systems mithilfe der FEM ist die Unterteilung des Systems in einzelne finite Elemente notwendig, welche über die Elementknoten miteinander verbunden sind. Die Unterteilung eines Systems in einzelne finite Elemente wird beispielhaft in Abb. 2.163 dargestellt.

Für die Berechnung des Gesamtsystems werden die äußeren Flächenlasten zunächst zu gleichwertigen Knotenpunktlasten umgewandelt.

Aufgrund der beiden Symmetrieeachsen genügt die Modellierung eines Viertels des Systems, wobei gemäß Abb. 2.163 an den Symmetrieeachsen die dargestellten Lagerbedingungen definiert werden. Für die Berechnung der Knotenverschiebungen werden die Einzelsteifigkeitsmatrizen k aller finiter Elemente des Systems zu einer Gesamtsteifigkeitsmatrix K zusammengefasst. Die Gesamtsteifigkeitsmatrix wird durch einfache Aufsummierung der Einzelsteifigkeitsmatrizen erhalten /Ste98/.

Die Dimension der Gesamtsteifigkeitsmatrix, d.h. die Zahl der Spalten und Zeilen n der Matrix, entspricht der Summe der Freiheitsgrade aller Knoten des Systems. Sind ausreichende Lagerbedingungen definiert, so kann die Gesamtsteifigkeitsmatrix in die folgende Form aufgespalten werden:

$$\begin{bmatrix} \underline{f}_a \\ \underline{f}_b \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{\underline{K}}_{aa} & \underline{\underline{K}}_{ab} \\ \underline{\underline{K}}_{ba} & \underline{\underline{K}}_{bb} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{u}_a \\ \underline{u}_b \end{bmatrix}. \quad (2.530)$$

- \underline{u}_a : unbekannte Knotenpunktsverschiebungen
- \underline{u}_b : bekannte Knotenpunktsverschiebungen (Lagerbedingungen)
- \underline{f}_a : bekannte äußere Kräfte
- \underline{f}_b : unbekannte Reaktionskräfte (Lagerkräfte)

Mithilfe dieses Gleichungssystems lassen sich zunächst die unbekannten Knotenpunktverschiebungen berechnen:

$$\underline{u}_a = \underline{\underline{K}}_{aa}^{-1} (\underline{f}_a - \underline{\underline{K}}_{ab} \underline{u}_b). \quad (2.531)$$

Anschließend erhält man in einem zweiten Berechnungsschritt die unbekannten Auflagerreaktionen:

$$\underline{f}_b = \underline{\underline{K}}_{ba} \cdot \underline{\underline{K}}_{aa}^{-1} \cdot \underline{f}_a + (\underline{\underline{K}}_{bb} - \underline{\underline{K}}_{ba} \cdot \underline{\underline{K}}_{aa}^{-1} \cdot \underline{\underline{K}}_{ab}) \cdot \underline{u}_b. \quad (2.532)$$

Sind nun die Knotenverschiebungen des Systems bekannt, so lassen sich mithilfe der Beziehungen gemäß Gl. (2.505) und (2.507)

$$\underline{\sigma} = \underline{\underline{M}} \underline{\varepsilon}, \quad (2.533)$$

$$\underline{\varepsilon} = \underline{\underline{H}} \underline{u} \quad (2.534)$$

elementweise und somit auch für das gesamte System das Verzerrungsfeld und das Spannungsfeld bestimmen.

Modellierung thermisch-mechanisch gekoppelter Prozesse

Die FEM ist auch ein geeignetes numerisches Verfahren zur Lösung von

- stationären und instationären (transienten) sowie
- linearen und nichtlinearen Wärmeübertragungsproblemen.

Die Grundlage der FEM zur Lösung von Temperaturfeldproblemen bildet der Zusammenhang zwischen den Temperaturen (Knotentemperaturvektor $\underline{\vartheta}$) und dem Lastvektor \underline{q} , der sich aus der Wärmezufuhr oder Wärmeabfuhr ergibt:

$$\underline{\underline{K}}_{th} \cdot \underline{\vartheta} = \underline{q}. \quad (2.535)$$

Realitätsbezogene Problemstellungen beschränken sich jedoch meist nicht nur auf rein thermische Analysen. Eine Kopplung zwischen thermischem und strukturmechanischem Verhalten wie z.B. die Betrachtung thermisch induzierter Dehnungen ist meist erforderlich. Zur Lösung thermisch-mechanisch gekoppelter Analysen sind grundlegend zwei Vorgehensweisen denkbar /Gro95/:

- uni-direktionale Kopplung (ausgehend von Temperaturfeld- zu Strukturanalyse) und
- bi-direktionale Kopplung.

Daraus ergibt sich:

$$\underline{\underline{K}}_{\text{ges}} \cdot \underline{u}_{\text{ges}} = \underline{F}_{\text{ges}} . \quad (2.536)$$

Hierbei sind

$$\underline{\underline{K}}_{\text{ges}} = \begin{bmatrix} \underline{\underline{K}} & 0 \\ 0 & \underline{\underline{K}}_{\text{th}} \end{bmatrix}, \quad \underline{u}_{\text{ges}} = \begin{bmatrix} \underline{u} \\ \underline{g} \end{bmatrix} \text{ und } \underline{F}_{\text{ges}} = \begin{bmatrix} \underline{f} \\ \underline{q} \end{bmatrix}.$$

Anwendung der FEM für Umformprozesse

In den vorherigen Abschnitten wurde der rein elastische Lastfall betrachtet. Prozesse in der Umformtechnik sind jedoch dynamischer und nichtlinearer Natur. Das bedeutet unter anderem, dass das umzuformende Werkstück zeitabhängigen Belastungen unterworfen ist. Aufgrund der stark plastischen Verformung weist das Werkstück zudem nichtlineares Werkstoffverhalten sowie geometrische Nichtlinearität auf. Um das dynamische Verhalten zu berücksichtigen, muss gemäß dem d'Alembertschen Prinzip das Gleichgewicht aus innerer und äußerer Arbeit noch um die Trägheits- und Dämpfungsanteile erweitert werden:

$$\underline{\underline{M}} \ddot{\underline{u}} + \underline{\underline{C}} \dot{\underline{u}} + \underline{\underline{K}} \underline{u} = \underline{f} . \quad (2.537)$$

$\underline{\underline{M}}$: Massenmatrix

$\underline{\underline{C}}$: Dämpfungsmatrix

$\underline{\underline{K}}$: Gesamtsteifigkeitsmatrix

Gl. (2.537) entspricht in seiner Form der Schwingungsdifferentialgleichung. Die Berechnung von Gl. (2.537) kann implizit oder explizit erfolgen. Grundsätzlich wird dabei der Prozess in einzelne Zeitschritte Δt zerlegt.

Beim impliziten Berechnungsverfahren wird ausgehend vom bekannten Zeitpunkt t die Bewegungsgleichung gemäß Gl. (2.537) für den Zeitschritt $t + \Delta t$ berechnet, so dass sich am Ende eines jeden Zeitschritts das System im statischen Gleichgewicht befindet. Die Ermittlung des Gleichgewichtzustands erfolgt aufgrund der Komplexität des zugrunde liegenden Gleichungssystems meist auf iterativem Weg.

Demgegenüber wird beim expliziten Berechnungsverfahren von einer dynamischen Betrachtungsweise des Problems ausgegangen, d.h., es wird kein Gleichgewichtszustand berechnet. Anstelle dessen erfolgt die Berechnung durch eine zentrale Differenzennäherung, die die Knotenpunktverschiebungen zum Zeitintervall $(i+1)$ rein aus Größen des vorangegangenen Inkrementes i berechnet:

$$\underline{u}^{(i+1)} = \underline{u}^{(i)} + \Delta t^{(i+1)} \left[\dot{\underline{u}}^{(i-1)} + \frac{\Delta t^{(i+1)} + \Delta t^{(i)}}{2} \ddot{\underline{u}}^{(i)} \right]. \quad (2.538)$$

Der hauptsächliche Vorteil dieses Verfahrens liegt darin, dass für die Lösung der obigen Gleichung keine Iterationen erforderlich sind. Dadurch ist im Vergleich zum impliziten Verfahren nur ein geringerer Rechenaufwand erforderlich. Der Nachteil des expliziten Verfahrens stellt die nur bedingte Stabilität dar, d.h., zur Vermeidung von Berechnungsgenauigkeiten dürfen nur sehr kleine Zeitschritte Δt gewählt werden.

Eine weitere Notwendigkeit zur Abbildung umformtechnischer Prozesse mithilfe der FEM ist die Berücksichtigung von Nichtlinearitäten. Diese sind:

- geometrische Nichtlinearitäten (große Verformungen),
- Werkstoff-Nichtlinearität,
- nichtlineare Randbedingungen (Kontaktprobleme).

Nichtlineare Randbedingungen liegen vor, wenn die Wirkung der Umgebung auf das betrachtete Bauteil vom Zustand des Bauteils selbst abhängt. Die Beschreibung des nichtlinearen Formänderungsverhaltens des Materials und damit die Wahl des Stoffgesetzes hat maßgebliche Bedeutung für die Aussagekraft der Simulationsrechnung. Üblicherweise wird das Werkstoffverhalten bei Schmiedevorgängen durch

- ein starr-plastisches,
- ein elastisch-plastisches oder
- ein visko-elastisch-plastisches

Stoffgesetz beschrieben /Zie94/. Das wohl bekannteste Werkstoffmodell in der Plastomechanik basiert auf dem Ansatz von Prandl-Reuss. Hierbei wird die Gesamtformänderungsgeschwindigkeit in einen elastischen und einen plastischen Anteil zerlegt:

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^{\text{el}} + \dot{\varepsilon}^{\text{pl}}. \quad (2.539)$$

Die Elementsteifigkeitsmatrix ist im Fall eines nichtlinearen Werkstoffverhaltens nun selbst wiederum von den unbekannten Knotenverschiebungen abhängig. Es gilt folgendes Gleichungssystem:

$$\underline{\underline{K}}(\underline{u}) \cdot \underline{u} = \underline{f} . \quad (2.540)$$

Nichtlineare Problemstellungen werden durch iterative Verfahren, wie dem Newton-Raphson-Verfahren, gelöst /Bat02/. Diese stellen in Abhängigkeit von der Komplexität der Gesamtstruktur hohe Systemanforderungen an die Computerhardware. Die für viele Verfahren der Umformtechnik charakteristischen großen Verformungen des Werkstücks (Walzen, Fließpressen, Tiefziehen von Blechen) stellen geometrische Nichtlinearitäten dar.

Ein weiterer Aspekt insbesondere bei der Warmmassivumformung ist die starke Verzerrung der finiten Elemente des Systems infolge der großen Formänderungen. Die Genauigkeit der FEM-Lösung wird in erheblichem Maße von der Elementqualität der vernetzten Strukturen beeinflusst.

Bei starker Elementverzerrung, d.h. Abweichung von der Idealform, wird die Lösung ungenauer. Kommerzielle FEM-Software bietet hier die Möglichkeit, das verzerrte finite Elementnetz durch ein neues, unverzerrtes Netz zu ersetzen („Remeshing“). Die Zustandsvariablen bzw. Feldgrößen vom alten Netz werden dabei auf das neue Netz übertragen, was als „Rezoning“ bezeichnet wird. Die Neuvernetzung eines diskretisierten Werkstücks mit verzerrten Elementen wird gemäß Abb. 2.164 beispielhaft anhand eines Napf-Rückwärts-Fließpressprozesses dargestellt.

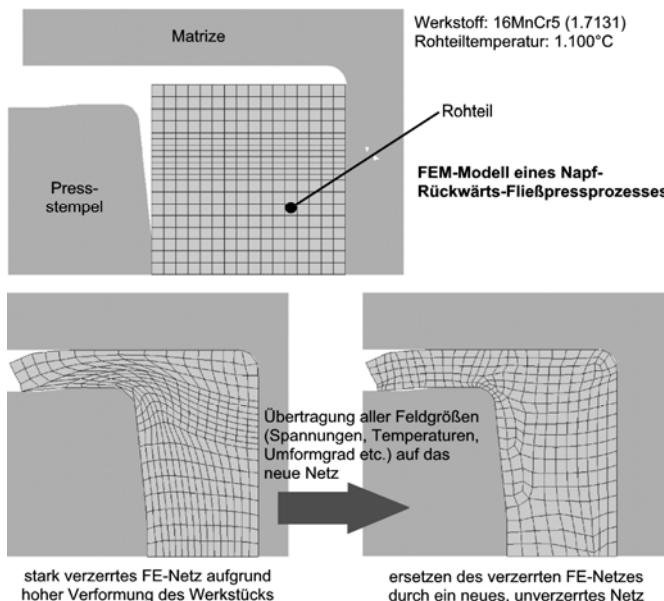


Abb. 2.164 Neuvernetzung eines diskretisierten Werkstücks in einem Napf-Rückwärts Fließpressprozess

Des Weiteren ist zur genauen numerischen Erfassung eines Umformprozesses die Beschreibung des Wärmeübergangs an die Umgebung sowie des Wärmeübergangs und der Reibung zwischen dem Werkstück und den formgebenden Werkzeugen notwendig. Reibung und Wärmeübergang fließen dabei als Randbedingungen in die FEM-Berechnung ein. Der Wärmeübergang lässt sich allgemein für ein Werkstück (a) und ein Werkzeug (b) beschreiben durch:

$$\dot{Q}_{ab} = A \cdot \alpha_{ab} \cdot (\vartheta_a - \vartheta_b) . \quad (2.541)$$

Der abgeführte Wärmestrom \dot{Q}_{ab} ist gleich dem Produkt aus der Temperaturdifferenz beider Kontaktpartner, der Kontaktfläche A und dem Wärmeübergangskoeffizienten α_{ab} .

2.6 Einfluss der Reibung auf den Umformprozess

Die Wechselwirkung zwischen den Oberflächen von Körpern wird nach DIN 50323 als Reibung bezeichnet. Diese wirkt der Relativbewegung entgegen. In der Umformtechnik spielt die Ermittlung der Reibung während eines Prozesses eine große Rolle, da sie die aufzuwendende Kraft maßgeblich beeinflussen kann.

Beispiel: Reibkraft in der Blechumformung

Im Blechumformprozess ist die Oberfläche des Bauteils im Verhältnis zum umgeformten Volumen groß. Aus dem Grund nimmt die Reibkraft einen großen Anteil der aufzubringenden Kraft ein. Beim Tiefziehen z.B. setzt sich die aufzuwendende Stempelkraft zusammen aus

- ideeller Umformkraft F_{id} ,
- Rückbiegekraft F_{rb} und
- Reibkraft am Niederhalter/Ziehring F_{RN} und in der Ziehringrundung F_{RZ} .

$$F_{ges} = F_U + F_R . \quad (2.542)$$

Das Verhältnis von Reibkraft zur Umformkraft steigt mit zunehmendem Stempeldurchmesser d_0 (Abb. 2.165).

Während des Umformprozesses eines rotationssymmetrischen Teils ist bei einem Stempeldurchmesser $d_0 = 1200$ mm und einer Blechdicke $s_0 = 1,0$ mm die Reibkraft F_R annähernd um den Faktor drei größer als der Umformanteil F_U . Bei einem Stempeldurchmesser $d_0 = 100$ mm und einer Blechdicke $s_0 = 1,0$ mm ist der Reibungsanteil F_R dagegen sehr klein.

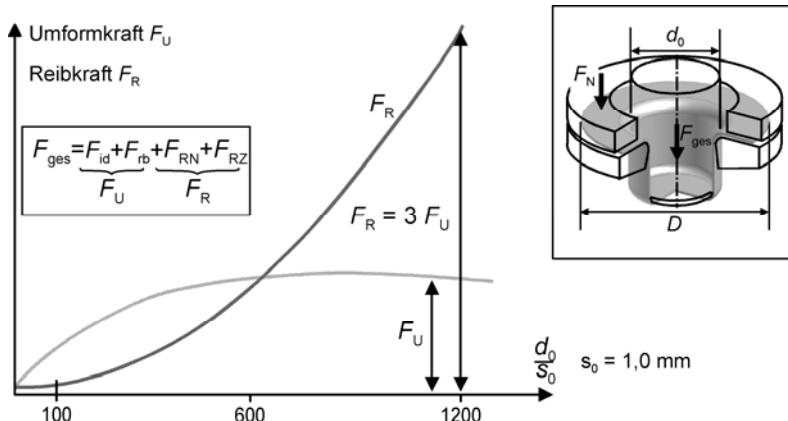


Abb. 2.165 Umformkraft F_U und Reibkraft F_R im Ziehkraftmaximum in Abhängigkeit vom Stempeldurchmesser d_0

Der Einfluss der Reibkraft auf die Gesamtumformkraft ist bei geringer Blechdicke noch erheblicher. Beim Tiefziehen von Folie (z.B. $s_0 = 0,05 \text{ mm}$) wird die Gesamtkraft nahezu ausschließlich von der Reibkraft bestimmt. Demnach ist das Verhältnis d_0/s_0 maßgeblich entscheidend über den Einfluss der Reibkraft auf den Umformprozess:

$$F_{ges} = F_{id} + F_{RB} + F_{RN} + F_{RZ}. \quad (2.543)$$

Negative Auswirkungen der Reibung in Umformprozessen:

- erhöhter Kraftaufwand,
- unkontrollierte Temperaturentwicklung,
- Abrasion (Verschleiß).

Positive Auswirkungen der Reibung:

- ermöglicht ganz normale Vorgänge im alltäglichen Leben (z.B. bequemes Gehen auf der Straße),
- verhindert beim Schmieden, dass das Werkstück bei geringer Abweichung von der Parallelität des Rohteils horizontal aus dem Werkzeugspalt getrieben wird,
- ermöglicht z.B. Walzvorgänge, etc.

Durch das reibungsabhängige Verhalten im Kontaktbereich werden auch der Spannungs- und Formänderungszustand in der gesamten Umformzone und damit auch der Kraft- und Arbeitsbedarf beeinflusst.

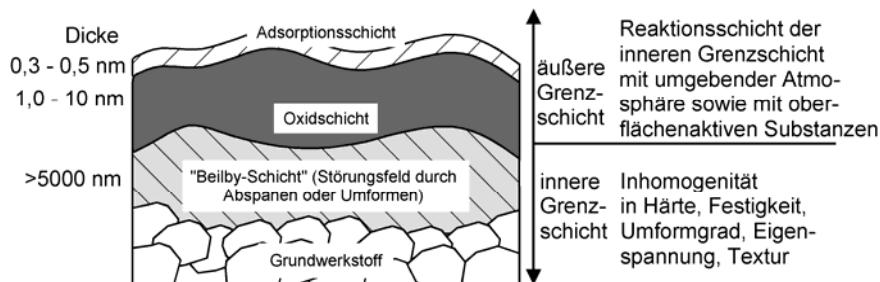


Abb. 2.166 Schichtaufbau metallischer Oberflächen /Sch36/

Vor allem für die Berechnung der Zustandsgrößen eines Umformprozesses mittels Finite-Element-Methode (vgl. Kap. 2.5.5.3) ist demnach die Genauigkeit des verwendeten Reibgesetzes (s. Kap. 2.6.3) und die des experimentell ermittelten Reibwerts (s. Kap. 2.6.4) von großer Bedeutung.

Um die physikalischen und chemischen Prozesse, die in der Wirkfuge ablaufen, zu beschreiben, wird eine metallische Oberfläche nach /Sch36/ als Schichtmodell skizziert. Dabei gibt es eine äußere (durch physikalische und chemische Reaktionen mit dem Schmierstoff und der Luft entstehende) und eine innere (durch Zerspanung oder Umformung beeinflusste) Grenzschicht, wie die Prinzipskizze (Abb. 2.166) zeigt.

2.6.1 Reibungszustände

Beim Kontakt technischer Oberflächen treten bewegungshemmende und Energie verbrauchende Prozesse auf, die auf unterschiedlichen Reibungsmechanismen beruhen:

- Adhäsion,
- plastische Deformation,
- Furchung,
- elastische Hysterese und Dämpfung.

Da alle diese Reibungsmechanismen beim Kontakt technischer Oberflächen gleichzeitig vorhanden sind, ist eine ungefähre Erfassung einzelner Reibmechanismen nur unter Annahme einer statistischen Verteilung möglich.

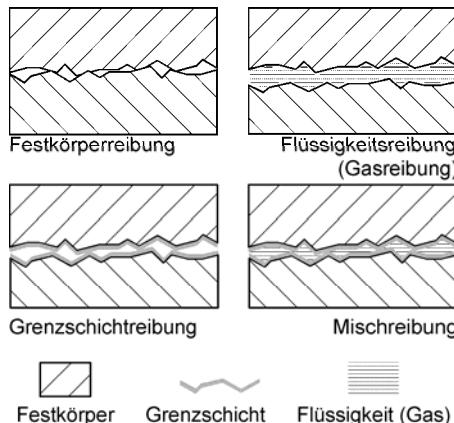


Abb. 2.167 Arten der Reibung

Reibungszustände lassen sich nach dem Kontaktzustand der Reibpartner klassifizieren (Abb. 2.167):

Festkörperreibung:

Reibung beim unmittelbaren Kontakt der Reibpartner.

Flüssigkeitsreibung:

Reibung in einem die Reibpartner vollständig trennenden, flüssigen Film, der hydrostatisch oder hydrodynamisch sein kann.

Gasreibung:

Reibung in einem die Reibpartner lückenlos trennenden, gasförmigen Film, der aerostatisch oder aerodynamisch sein kann.

Grenzschichtreibung:

Reibung zwischen den festen Grenzschichten, die sich auf metallischen Oberflächen befinden. Diese Grenzschichten können entstehen durch:

- Oxidation an der Oberfläche,
- Reaktion zwischen den Metallen und
- Reaktionen mit dem Schmierstoff.

Ist die Grenzschicht ein von einem Schmierstoff stammender molekularer Film, so bezeichnet man dies auch als Grenzreibung /Sch83/.

Mischreibung:

Jede Mischform der Reibungszustände, primär der Festkörper- und der Flüssigkeitsreibung.

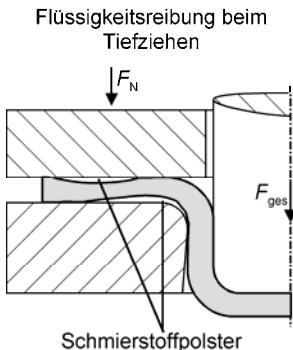


Abb. 2.168 Flüssigkeitsreibung

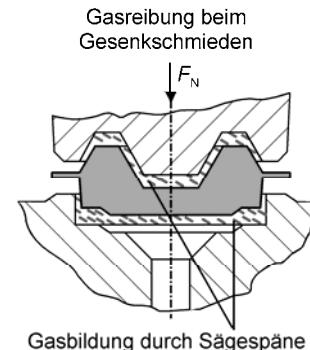


Abb. 2.169 Gasreibung

Beispiele aus der Umformtechnik (Abb. 2.168/Abb. 2.169):

Flüssigkeitsreibung: Flüssigkeitsschmierung in der Blechumformung.

Gasreibung: Sägespäne beim Gesenkschmieden als Schmiermittel und zur Gasbildung. Die heute eingesetzten Schmierstoffe enthalten Schmiermittelzusätze zur Gasbildung, insbesondere um das Werkstück aus dem Obergesenk zu lösen.

In geschmierten Systemen hängt die Reibungszahl nach Striebeck von einer Kombination verschiedener Größen ab:

- Viskosität des Schmiermittels,
- Gleitgeschwindigkeit und
- wirkende Normalkraft.

Ein funktionaler Zusammenhang der genannten Größen kann anhand der Striebeck-Kurve grafisch dargestellt werden (Abb. 2.170).

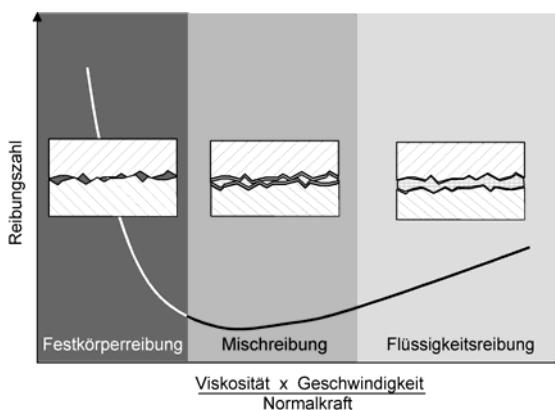


Abb. 2.170 Striebeck-Kurve

Für die Umformtechnik gilt hauptsächlich der mittlere Bereich der Striebeck-Kurve (Mischreibung). Dagegen werden die Reibverhältnisse in Gleitlagern durch den rechten Bereich (Flüssigkeitsreibung) der Striebeck-Kurve beschrieben.

2.6.2 Oberflächenkenngrößen für Werkzeuge

Ein fester Körper wird gegenüber dem umgebenden Raum von seiner realen Oberfläche begrenzt. Der geometrische vollkommen gedachte Körper hat eine ideale – die geometrische – Oberfläche, die durch die geometrische Beschreibung, z.B. in einer Zeichnung oder in einem rechnerinternen Modell, definiert ist.

Die geometrische Oberfläche ist praktisch nicht zu erreichen. Bei der Fertigung entsteht eine reale Oberfläche mit Gestaltabweichungen. Das Funktionsverhalten technischer Oberflächen wird durch die Gesamtheit aller Gestaltabweichungen bestimmt. Tabelle 2.11 gibt dazu einen Überblick. Zur eindeutigen Beschreibung von Oberflächen sind verschiedene Kenngrößen festgelegt, die detailliert u. a. in den Normen DIN 4762, ISO 4287, DIN 4771, DIN 4776 dargestellt sind.

Jede Oberfläche besteht aus einer Überlagerung verschiedener Gestaltabweichungen. Die Unterscheidung zwischen Welligkeit und Rauheit hängt vom Verhältnis zwischen Länge und Tiefe der Gestaltabweichungen ab. Als Welligkeiten werden Abweichungen von der geometrischen idealen Oberfläche bezeichnet, deren Länge ein beträchtliches Vielfaches ihrer Tiefe umfasst. Rauheit liegt vor, wenn die Länge der Abweichungen ein nur geringes Vielfaches ihrer Tiefe umfasst.

Um zwischen beiden Größen unterscheiden zu können, wurde der Begriff der Grenzwellenlänge λ eingeführt, die in mm angegeben wird. Abb. 2.171 zeigt ein Beispiel für eine Rauheits- und Welligkeitsmessung mit Filtern unterschiedlicher Grenzwellenlänge λ . DIN 4777 erläutert detailliert die Verwendung von Profilfiltern für das Rauheitsprofil.

Nach einer Filterung der vorhandenen Formabweichungen 1. Ordnung und 2. Ordnung kann die Rauheit durch Senkrechtkenngrößen erfasst und beschrieben werden. Die in der Umformtechnik für die Charakterisierung der Oberflächen von Werkzeugen (mit Ausnahme von Walzen zur Herstellung von Feinblechen) gebräuchlichsten Senkrechtkenngrößen wie maximale Profilkuppenhöhe R_p , maximale Profilhöhe R_y , arithmetischer Mittenrauwert R_a und Zehnpunkthöhe R_z (ersetzt die früher übliche Rautiefe R_t) werden im folgenden Abschnitt nach DIN 4762 kurz beschrieben.

Tabelle 2.11 Beispiel für Gestaltabweichungen nach DIN 4760

Gestaltabweichung	Beispiele für die Art der Abweichung	Entstehungsursache (Beispiele)
1. Ordnung: Formabweichung	Ebenheits-, Rundheits-, Abweichung 	Fehler in der Führung der Werkzeugmaschine, Durchbiegung der Maschine, falsche Einspannung, Härteverzug
2. Ordnung: Welligkeit	Wellen (s. DIN 4761) 	Außermittige Einspannung, Form- oder Laufabweichungen eines Fräzers, Schwingungen der Werkzeugmaschine oder des Werkzeugs
3. Ordnung: Rauheit	Rillen (DIN 4761) 	Form der Werkzeugschneide, Vorschub oder Zustellung des Werkzeugs
4. Ordnung: Rauheit	Riefen, Schuppen Kuppen (DIN 4761) 	Vorgang der Spanbildung (Reißspan, Scherspan, Aufbauschneide), Werkstoffverformung beim Strahlen
5. Ordnung: Rauheit Anmerkung: nicht mehr in einfacher Weise bildlich darstellbar	Gefügestruktur	Kristallisationsvorgänge, Veränderungen der Oberfläche durch chemische Einwirkung (z.B. Beizen), Korrosionsvorgänge
6. Ordnung: Anmerkung: nicht mehr in einfacher Weise bildlich darstellbar	Gitteraufbau des Werkstoffs 	Die dargestellten Gestaltabweichungen 1. bis 4. Ordnung überlagern sich in der Regel zu der Istoberfläche. Beispiel:

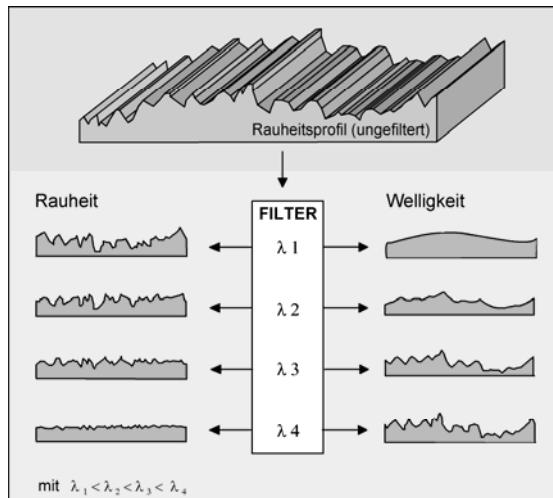


Abb. 2.171 Beispiel für Rauheits- und Welligkeitstrennung eines Profils mit Filtern verschiedener Grenzwellenlänge λ

- Maximale Profilkuppenhöhe R_p
Abstand des höchsten Punkts des Profils von der Mittellinie innerhalb der Bezugsstrecke (Abb. 2.172).
- Arithmetischer Mittenrauhwert R_a
Der arithmetische Mittelwert der absoluten Werte der Profilabweichungen vom mittleren Profil innerhalb der Bezugsstrecke ergibt sich zu (Abb. 2.173):

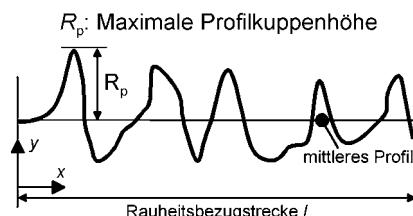


Abb. 2.172 Maximale Profilkuppenhöhe

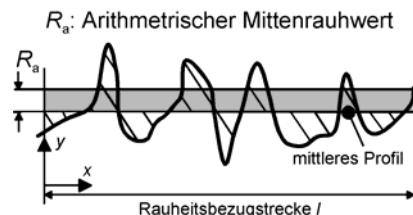


Abb. 2.173 Arithmetischer Mittenrauhwert

$$R_a = \frac{1}{l} \int_0^l |y(x)| dx \text{ oder n\"aherungsweise } R_a \approx \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |y_i|. \quad (2.544)$$

Darin ist n die Anzahl der einzelnen Profilabweichungen und y_i ist der gestrichelte Bereich oberhalb und unterhalb des mittleren Profils.

- **Zehnpunkth\"ohe R_z**

Mittelwert der Absolutwerte der H\"ohen der f\"unf h\"ochsten Profilkuppen und der Absolutwerte der Tiefen der f\"unf tiefsten Profilt\"aler innerhalb der Bezugsstrecke (Abb. 2.174)

$$R_z = \frac{\sum_{i=1}^5 |y_{pi}| + \sum_{i=1}^5 |y_{vi}|}{5}. \quad (2.545)$$

y_{pi} : H\"ohe der i-ten h\"ochsten Profilkuppe

y_{vi} : H\"ohe des i-ten tiefsten Profilt\"aler

- **Maximale Profilh\"ohe R_y**

Abstand zwischen der Linie der Profilkuppen und der Linie der Profilt\"aler (Abb. 2.175).

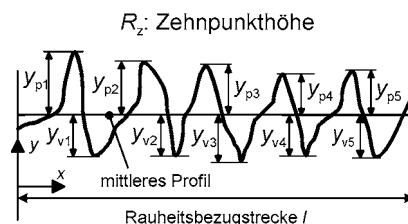


Abb. 2.174 Zehnpunkth\"ohe

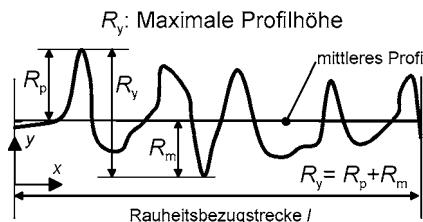


Abb. 2.175 Maximale Profilh\"ohe

2.6.2.1 Oberflächenkennwerte für Bleche

In der Umformtechnik kommt es darauf an, günstige Reibbedingungen zu schaffen. Insbesondere muss der Schmierfilm auch unter hohen Druckkräften erhalten bleiben. Daher sollte z.B. eine Blechoberfläche über längere Zeit in der Lage sein, möglichst viel Schmierstoff zu speichern.

Die Wirkung der Speicherung von Schmierstoff in der Blechoberfläche kann durch den Einglättungsvorgang der Oberfläche beim Umformvorgang (Abb. 2.176) aufgezeigt werden. Infolge erhöhter spezifischer Pressung p_N wird der Schmierstoff an die Oberfläche gedrückt und der Reibwert μ nimmt ab (Abb. 2.177).

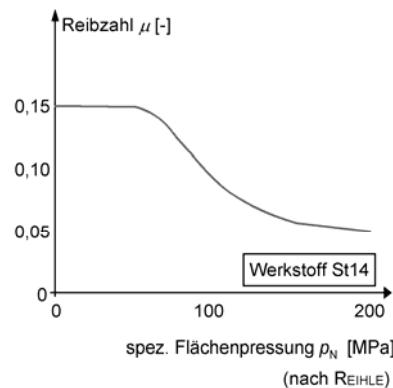
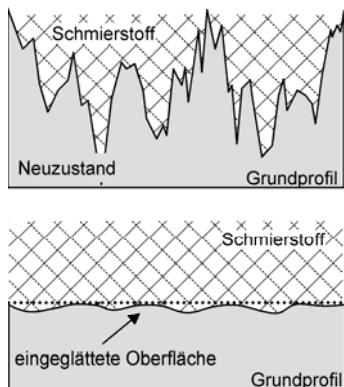


Abb. 2.176 Schmierstoffverteilung bei eingeglätterter Oberfläche

Abb. 2.177 Reibwertverlauf nach Reihle /Rei59/

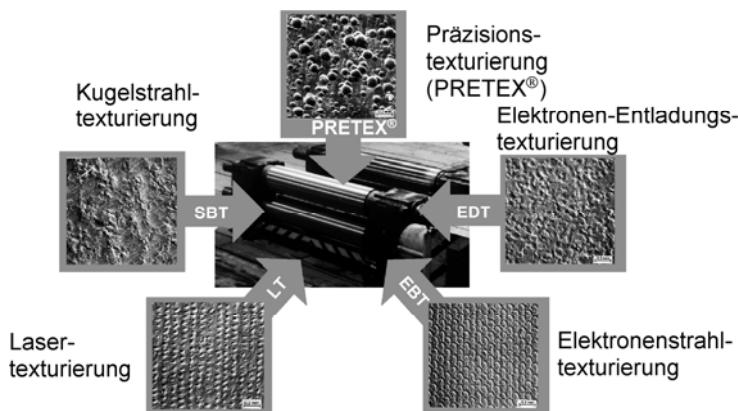


Abb. 2.178 Beispiel: In der Praxis realisierte Oberflächentexturen (Fa. Salzgitter AG)

Es gibt diverse Verfahren, eine optimale Blechoberfläche beim Walzen zu gestalten. Im Wesentlichen kommen dabei die in Abb. 2.178 genannten Verfahren zur Anwendung.

Die in Abb. 2.179 gezeigten Profile besitzen zwar gleiche Werte für R_a und R_y , aber die Speicherfähigkeit für den Schmierstoff und somit das Umformverhalten ist sehr unterschiedlich. Diese aus umformtechnischer Sicht wichtigen Eigenchaften der Blechoberflächen müssen dementsprechend zusätzlich quantifiziert werden.

Die Kennzeichnung dieser zusätzlichen Oberflächeneigenschaften erfolgte früher z.B. durch die Ermittlung der Spitzenzahl. Heute werden die im folgenden Abschnitt beschriebene Abbott-Kurve und die darin enthaltenen Kennwerte zur Beschreibung der Oberfläche herangezogen.

Die Abbott-Kurve gibt den Materialanteil M_i als Funktion der Schnittlinienlage an. Sie beschreibt die Materialverteilung mit zunehmender Tiefe im Rauheitsprofil. Abb. 2.180 zeigt anschaulich das Zustandekommen der Abbott-Kurve. Das zu betrachtende Rauheitsprofil wird horizontal geschnitten und der jeweils abgeschnittene Materialanteil wird über der Schnittlinienlage grafisch aufgetragen.

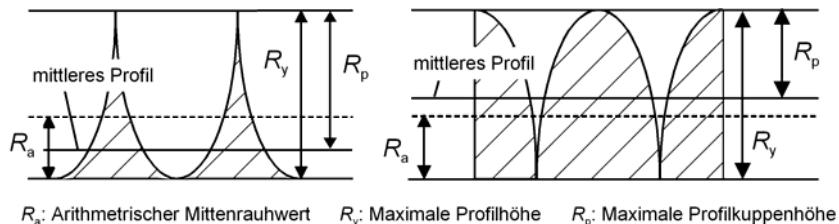


Abb. 2.179 Oberflächenstrukturen mit gleichen R_a - und R_y -Werten, aber unterschiedlichem R_p -Wert

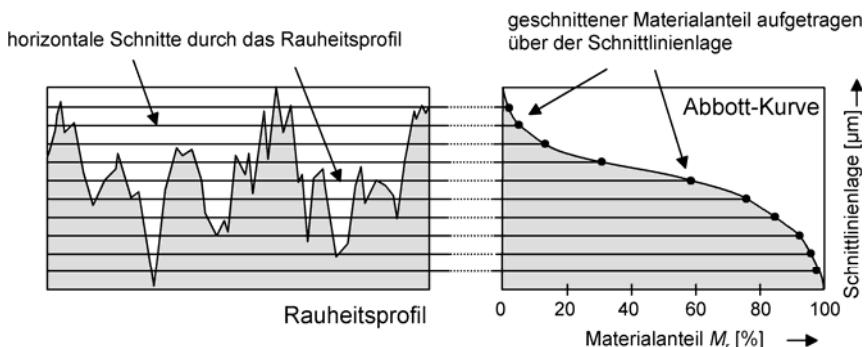


Abb. 2.180 Ermittlung der Abbott-Kurve aus dem Rauheitsprofil

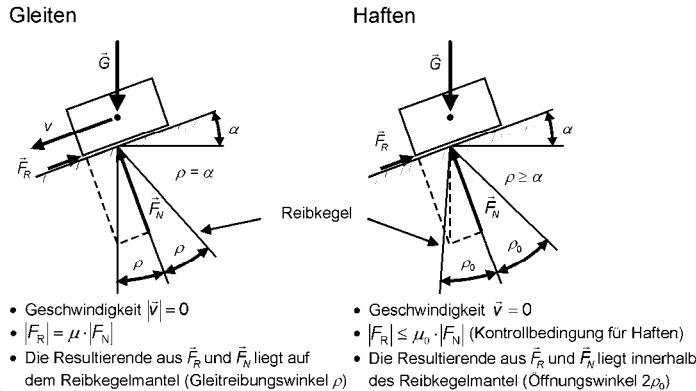


Abb. 2.181 Gleitreibung/Haftriebung am Beispiel der schießen Ebene

2.6.2.2 Haftriebung/Gleitreibung

Abb. 2.181 erläutert die Bedingungen für die Haft- und die Gleitreibung anschaulich am Beispiel eines Körpers auf einer schießen Ebene.

2.6.3 Mathematische Beschreibung der Reibung

Um die Formänderungen, Spannungen und Kraftverläufe während eines Umformprozesses analytisch oder numerisch (z.B. mithilfe der Finite-Element-Methode, die in Kap. 2.5.5.3 näher beschrieben wird) zu ermitteln, ist es notwendig, den Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück mathematisch zu beschreiben. Da in der Blechumformung das Verhältnis der Oberfläche zum Volumen groß ist, ist speziell hier eine geeignete Beschreibung der Reibung wichtig.

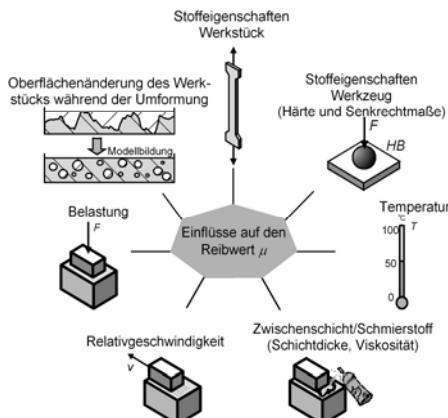


Abb. 2.182 Einflussfaktoren auf die Reibung während des Umformprozesses

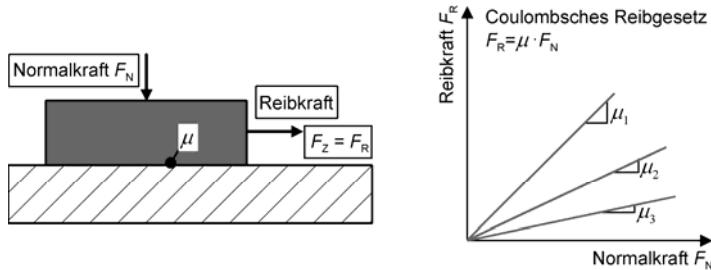


Abb. 2.183 Modell zur Reibzahlermittlung nach Coulomb

Die Reibkraft während eines Umformprozesses wird von einer Vielzahl von Größen wie Stoffeigenschaften des Werkstücks und des Werkzeugs, Temperatur, Zwischenschicht/Schmierung, Relativgeschwindigkeit zwischen den Reibpartnern, Belastung und Oberflächenänderung des Werkstücks während der Umformung (Abb. 2.182) beeinflusst. Um das Reibverhalten während eines Umformprozesses adäquat beschreiben und den örtlich variablen Reibwert prognostizieren zu können, sollten alle in Abb. 2.182 genannten Einflussgrößen im Reibgesetz berücksichtigt werden. Eine Lösung ist jedoch nicht bekannt. Die statistische Versuchsplanung könnte zur Gewichtung der Einflussgrößen beitragen. Von besonderer Problematik ist allerdings die Erfassung der Veränderung der Werkstückoberfläche während der Umformung. Einen Lösungsansatz für die Blechumformung könnte ein Beitrag von Kaminsky /Kam99/ darstellen. Er hat ein mathematisches Modell entwickelt, mithilfe dessen es möglich ist, die Mikrostruktur der Oberfläche während der Umformung mit den makroskopischen Spannungen zu verknüpfen. Nach wie vor müssen Anstrengungen unternommen werden, um in einfachen technologischen Versuchen aufgenommene Reibwerte durch ein geeignetes mathematisches Modell zu erfassen. Die Anwendung folgender mathematischer Modelle ist der Stand der Technik in der Umformtechnik.

2.6.3.1 Coulombsches Reibgesetz

In der Blechumformung wird die Reibung vorwiegend mithilfe des Coulombischen Reibgesetzes bzw. des Reibzahlmodells beschrieben. Dabei wird die Reibung als Gleitwiderstand zwischen zwei sich tangential zueinander bewegenden Oberflächen aufgefasst (vgl. Abb. 2.183). Nach Coulomb wird die Reibkraft F_R linear über die Beziehung

$$F_R = \mu \cdot F_N \quad (2.546)$$

mit der senkrecht wirkenden Normalkraft F_N verknüpft /Sch70/. Der Proportionalitätsfaktor μ ist die Reibzahl, die in der Praxis als zeitlich und örtlich konstanter Mittelwert angenommen wird.

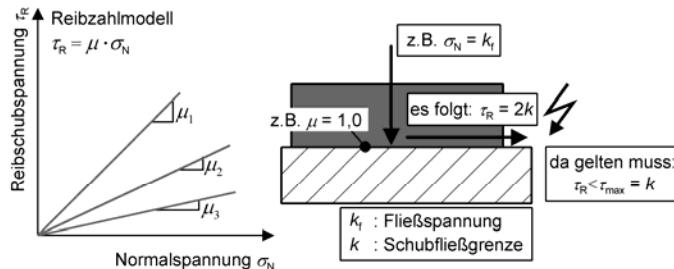


Abb. 2.184 Berechnung der Reibzahl μ mithilfe des Reibzahlmodells; Spannungszustand zwischen zwei Reibpartnern

2.6.3.2 Reibzahlmodell

Während beim Coulombschen Gesetz Kräfte betrachtet werden, berechnet das Reibzahlmodell die Reibung anhand der vorliegenden Spannungen. Das Reibzahlmodell entspricht dem auf die Wirkfläche bezogenen Coulombschen Gesetz, d.h., die örtlich wirkende Reibschubspannung τ_R wird, wie in Abb. 2.184 skizziert, über die Reibzahl μ mit der Kontaktnormalspannung verknüpft:

$$\tau_R = \mu \cdot \sigma_N . \quad (2.547)$$

Vorteile des Coulombschen Reibgesetzes bzw. des Reibzahlmodells:

- Gute Beschreibung bei kleinen Normaldrücken, z.B. beim Tiefziehen (Abb. 2.186).
- Ausreichende Erfahrungs- und Versuchswerte für die Reibzahl in verschiedenen Umformverfahren für verschiedene Werkstoffe vorhanden.

Nachteile des Coulombschen Reibgesetzes bzw. des Reibzahlmodells:

- Lokal variierende Einflüsse, wie die Gleitgeschwindigkeit zwischen Werkstück und Werkzeug, die den Umformvorgang beschreiben, bleiben unbeachtet.
- Beschreibung von Systemen mit hoher Normalspannung nicht möglich. Im Reibzahlmodell bleibt die Schubfließgrenze k unbeachtet.

Die Normalspannung, die auf den Reibpartner wirkt (Abb. 2.184), kann z.B. beim Schmieden so stark ansteigen, dass sich auf der Gleitebene aufgrund der linearen Abhängigkeit eine Reibschubspannung einstellt, die über die Anfangsfließspannung (entspricht der Dehngrenze $R_{p0,2}$) hinausgeht. Aus den Spannungsverhältnissen beim einachsigen Zug kann der Mohrsche Spannungskreis (vgl. Kap. 2.5.1) für diesen Spannungszustand geometrisch abgelesen werden:

$$\tau_R = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} = k . \quad (2.548)$$

Nach (Abb. 2.185) gilt $\sigma_2 = 0$ und damit auch

$$\tau_R = \tau_{\max} = k . \quad (2.549)$$

Nach Tresca gilt

$$k_f = (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) . \quad (2.550)$$

Da der einachsige Zug betrachtet wird, folgt mit $\sigma_{\min} = 0$

$$k_f = \sigma_1 - 0 = \sigma_1 . \quad (2.551)$$

Mit $\tau_{\max} = 1/2 \cdot \sigma_1 = k$ wird

$$k_f = \sigma_1 = 2k , d.h. k = \frac{1}{2} k_f . \quad (2.552)$$

Mit k wird die Schubfließgrenze bezeichnet, die nach dieser Beziehung nur halb so groß ist wie die Fließspannung k_f (Abb. 2.185). Dementsprechend liegt in diesem Fall eine Reibscherubspannung

$$\tau_R = \mu \cdot k_f = \mu \cdot 2 \cdot k \quad (2.553)$$

vor. Für $\mu = 1$ ist demnach $\tau_R = 2 \cdot k$. Nach dem Fließkriterium nach v. Mises (Kap. 2.5.3.8) gilt für den einachsigen Spannungszustand mit $k_f = \sigma$

$$\begin{aligned} k &= \sqrt{-2 \cdot \left(\sigma_1 - \frac{\sigma_1}{3}\right) \cdot \left(-\frac{\sigma_1}{3}\right) \cdot \left(-\frac{\sigma_1}{3}\right)^2} \\ &= \sqrt{\frac{1}{3} \cdot \sigma_1^2} = \sqrt{\frac{1}{3} \cdot k_f} = 0,577 \cdot k_f \end{aligned} \quad (2.554)$$

Dann liegt in diesem Fall eine Reibscherubspannung vor.

$$\tau_R = \mu \cdot k_f = \mu \cdot \sqrt{3} \cdot k \quad (2.555)$$

so dass für $\mu = 1$ $\tau_R = \sqrt{3} \cdot k$ folgt.

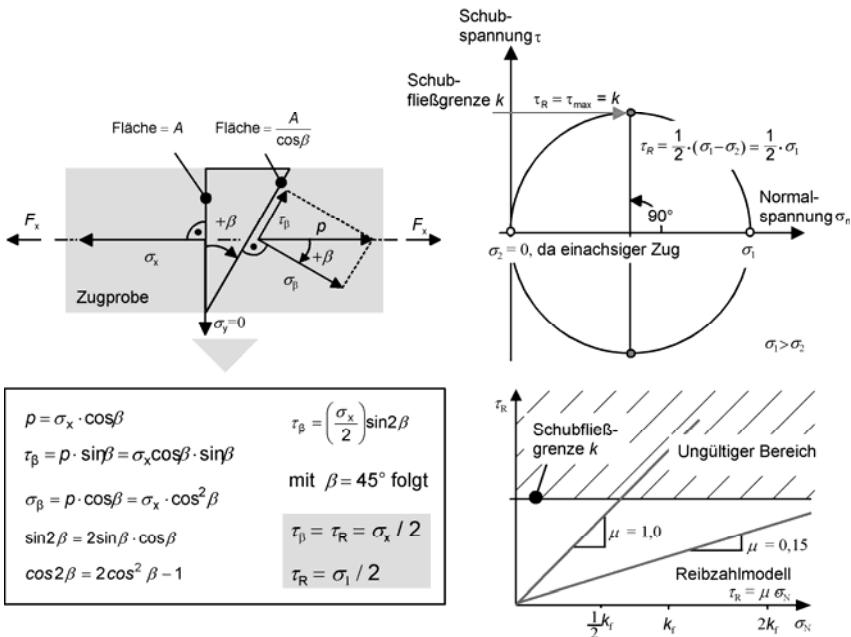


Abb. 2.185 Mohrscher Spannungskreis für den einachsigen Zugversuch und resultierender gültiger Bereich des Reibzahlmodells

Es ist jedoch nur die maximale Übertragung der Schubfließgrenze, also $\tau_R = \tau_{\max} = k$ möglich, was mit beiden Fließkriterien für diesen Fall nicht erfüllt ist. Unterhalb dieser Grenze nähert das Reibzahlmodell das Reibverhalten gut an, steigt die Reibscherungsspannung jedoch über diese Grenze, verliert das Modell seine Gültigkeit (Abb. 2.185).

Anwendungsgebiete in der Umformtechnik:

- Grenzschichtreibung (μ erfasst die Abhängigkeit des Schmiermittels vom Normalsdruck).
- Mischschmierung (die Abhängigkeit der Reibung von der mittleren Normalspannung in der Wirkfuge wird erfasst).
- Hydrodynamische Schmierung (μ erfasst alle Einflussfaktoren: Viskosität η des Schmierstoffs, Gleitgeschwindigkeit v und Flächenpressung p).

Gültigkeitsbereich des Reibzahlmodells

Bewegt sich die Reibscherungsspannung τ_R aufgrund eines zu hohen Reibwerts und/oder einer zu großen Normalspannung oberhalb der Schubfließgrenze, wird der ungültige Bereich des Reibzahlmodells erreicht. Die praktische Auswirkung stellt sich so ein, dass beim Schmieden das Werkstück auf dem Werkzeug haftet und gegebenenfalls ein Fließen des Materials unterhalb der Gleitfläche zustande kommt.

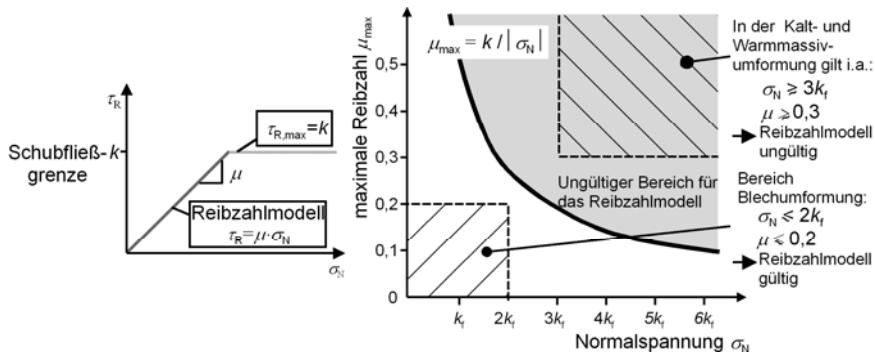


Abb. 2.186 Maximale Gültigkeit des Reibzahlmodells

Ab $\tau_R = k$ (Abb. 2.186) bleibt die maximale Reibscher Spannung $\tau_{R,\max}$ konstant. So kann die maximale Reibzahl nach $\mu_{\max} = k / |\sigma_N|$ bestimmt werden.

Wird z.B. im plastischen Bereich die Normalspannung $\sigma_N = k_f$, ergibt sich für die Reibzahl

nach Tresca

$$\mu_{\max} = \frac{k}{k_f} = \frac{k}{2k} = 0,5 \quad (2.556)$$

und nach v. Mises

$$\mu_{\max} = \frac{k}{k_f} = \frac{k}{\sqrt{3}k} = \frac{1}{\sqrt{3}} = 0,577. \quad (2.557)$$

Steigt nach Abb. 2.186 die Normalspannung σ_N über die Fließspannung k_f , sinkt die maximal mögliche Reibzahl μ_{\max} . In der Blechumformung liegen maximale Spannungen $\sigma_N \leq 2k_f$ und Reibzahlen $0,05 \leq \mu \leq 0,2$ vor, so dass durch das Reibzahlmodell für Blechumformprozesse das Reibverhalten in guter Näherung beschrieben wird.

Beim Schmieden dagegen kann die Normalspannung auf Werte oberhalb von $\sigma_N = 3 \cdot k_f$ steigen. Liegt gleichzeitig ein Reibwert von $\mu \geq 0,3$ vor, kann das Reibverhalten in diesen Prozessen nicht mit dem Reibzahlmodell beschrieben werden.

2.6.3.3 Reibfaktormodell

Bei hohen Normalspannungen ist das Reibzahlmodell, wie in Kap. 2.6.3.2 erklärt, nicht mehr gültig (siehe Bereich „Massivumformung“ in Abb. 2.186).

In diesem Fall kann das Reibfaktormodell zur Beschreibung der Reibung herangezogen werden /Sch70/. Es verknüpft die Reibscher Spannung τ_R , wie in Abb. 2.187 zu sehen ist, über den konstanten Reibfaktor m linear mit der Schubfließgrenze k .

$$\tau_R = m \cdot k \quad (2.558)$$

Dabei kann der Faktor im Bereich $0 \leq m \leq 1$ liegen, wobei $m = 1$ den Zustand des Haftens und $m = 0$ den reibungsfreien Zustand charakterisiert.

Vorteil

- Mathematische Vorteile bei den Berechnungen mit dem Schrankenverfahren (Kap. 2.5.5.2).

Nachteil

- Da der Reibfaktor m und die Schubfließspannung k konstant sind, ist auch die Reibscher Spannung τ_R konstant und ist damit unabhängig von der Normalspannung σ_N .

Anwendungsgebiete in der Umformtechnik

- Umformprozesse mit hohen Normalspannungen, z.B. beim Gesenkschmieden ($\sigma_N \geq 3k_f$).
- Prozesse mit dem Zustand des Haftens werden mit $m = 1$ gut beschrieben. Dagegen würde beim Reibzahlmodell die Reibzahl μ ohne Änderung des Reibzustands fälschlicherweise sinken, wenn $\sigma_N > k_f$ gilt (Abb. 2.186).

Beispiel:

Liegt beim Zylinderstauchversuch (Kap. 2.4) eine so starke Reibung vor, dass das Werkstück und das Werkzeug aneinander haften ($m = 1$), liegt an der Kontaktfläche zwischen Werkstück und Werkzeug keine Bewegung vor. Der Zylinder baucht während des Prozesses stark aus. Der Spannungszustand ist nicht mehr einachsig, weshalb die Fließspannungsberechnung nicht mehr zulässig ist.

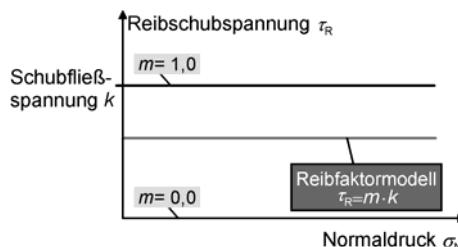


Abb. 2.187 Reibscher Spannungsverlauf nach dem Reibfaktormodell

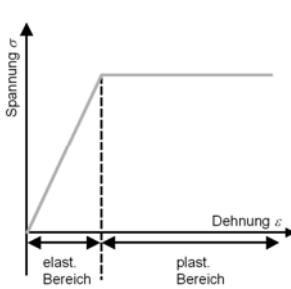


Abb. 2.188 Verlauf eines elastisch-idealplastischen Stoffgesetzes

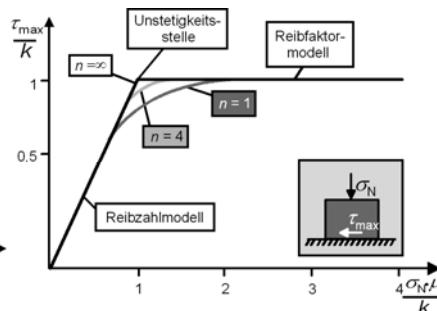


Abb. 2.189 Kombiniertes Zwischenschichtgesetz aus Reibzahl- und Reibfaktormodell nach Shaw

2.6.3.4 Reibgesetz nach Shaw

Das Reibgesetz von Shaw /Sha62/ beinhaltet die Möglichkeit, hohen Normalspannungen einen Maximalwert zuzuordnen. Damit stellt diese Reibungsbeschreibung eine Kombination des Reibzahl- und Reibfaktormodells dar. In Anlehnung an den Verlauf eines elastisch-idealplastischen Stoffgesetzes eines nicht verfestigenden Materials (Abb. 2.188) nimmt das Reibgesetz die Form

$$\frac{\tau_R}{k} = \sqrt[n]{\tanh\left(\frac{\mu \cdot \sigma_N}{k}\right)^n} \quad (2.559)$$

mit der Reibscher Spannung τ_R , der Schubfließgrenze k , der Normalspannung σ_N und der konstanten Reibzahl μ an. Dabei ist n eine natürliche Zahl, die den Übergang vom Reibzahl- zum Reibfaktormodell beschreibt. Abb. 2.189 zeigt, wie sich die Funktion für verschiedene Werte n an der Unstetigkeitsstelle verhält. Der reale Verlauf der Reibscher Spannung stimmt gut mit dem Kurvenverlauf mit niedrigen n -Werten, z.B. $n = 1$ überein /Bed93/.

Vorteil

- Verbesserte Reibungsbeschreibung im Übergang vom Reibzahl- zum Reibfaktormodell.

Nachteil

- Lokal variierende Einflüsse, wie die Gleitgeschwindigkeit zwischen Werkstück und Werkzeug, die den Umformvorgang beschreiben, bleiben unbeachtet (Abb. 2.182).

2.6.4 Experimentelle Ermittlung des Reibwerts

Um die Reibung während eines Umformprozesses quantifizieren zu können, werden Modellversuche zur Reibwertbestimmung durchgeführt. Die Modellversuche können unterteilt werden in die, die sich an Verfahren der Blechumformung anlehen (z.B. Streifenzieh- und Keilzugversuch) und solche, die Massivumformverfahren wiedergeben (z.B. Ringstauchversuch).

2.6.4.1 IFUM-Streifenziehversuch mit Umlenkung

Im IFUM-Streifenziehversuch mit Umlenkung /Doe80/ sollen die Spannungs- und Reibverhältnisse an der Ziehkantenrundung beim Tiefziehen (bei Berücksichtigung der geänderten spezifischen Flächenpressung auch am Ziehteilboden) abgebildet werden. Während des Tiefziehprozesses wird das Blech mit der Niederhalterkraft F_N zwischen Ziehring und Niederhalter gehalten und mit der Ziehkraft F_{Sz} über die Ziehkantenrundung in den Ziehring gezogen.

Im Streifenziehversuch mit Umlenkung wird ein Blechstreifen in zwei Schritten über eine Rolle, den Formkopf, der die Ziehkantenrundung abbildet, gezogen (Abb. 2.190). Der Formkopf kann fest oder drehbar angeordnet werden.

- Drehbar angeordneter Formkopf:

Es finden keine Relativbewegungen statt. Hier wird ausschließlich mithilfe der gemessenen Ziehkraft F_{Zd} und Gegenhaltekraft F_{Gd} der Streifenbiegungskraftanteil

$$F_{SB} = F_{Zd} - F_{Gd} \quad (2.560)$$

ermittelt /Doe80/.

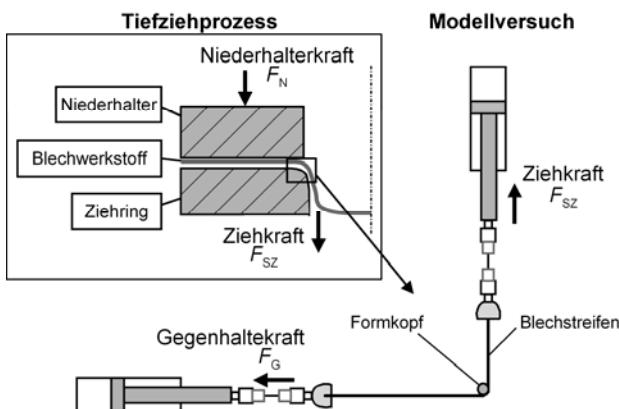


Abb. 2.190 IFUM-Streifenziehversuch mit Umlenkung

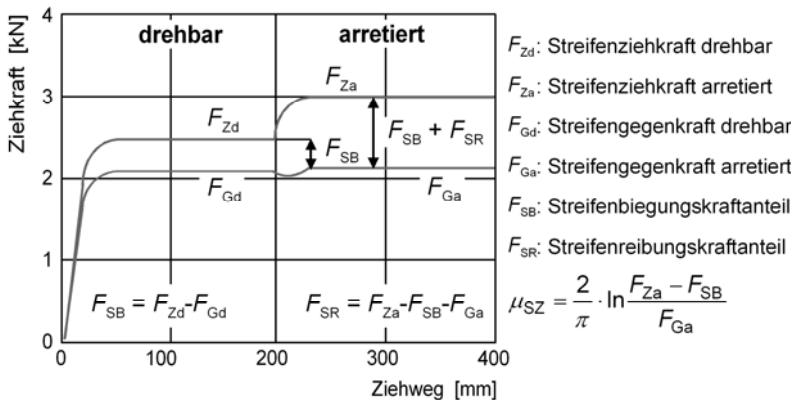


Abb. 2.191 Berechnung der Reibzahl und des Streifenreibungskraftanteils beim IFUM-Streifenziehversuch mit Umlenkung

- Arretierter Formkopf:

Im zweiten Teil des Versuchs mit arretiertem Formkopf kommt durch die Relativbewegung zwischen Blechstreifen und Formkopf der Reibanteil hinzu. Die Berechnung der Streifenreibungszahl μ_{SZ} und des Streifenreibungskraftanteils (Abb. 2.191) erfolgt nach der Eytelweinschen Seilreibungsformel

$$F_{SR} = F_{Ga} \cdot (e^{\mu \cdot \alpha} - 1) \quad (2.561)$$

mit dem Streifenreibungskraftanteil F_{SR} , der Streifengegenkraft F_{Ga} bei arretiertem Formkopf und dem Umschlingungswinkel α . Da der Streifenreibungsanteil der Differenz von der Streifenziehkraft F_{Za} , der Streifengegenkraft F_{Ga} bei arretiertem Formkopf und dem Streifenbiegungsanteil F_{SB}

$$F_{SR} = F_{Za} - F_{SB} - F_{Ga} \quad (2.562)$$

entspricht, gilt

$$\mu_{SZ} \cdot \alpha = \ln \frac{F_{Za} - F_{SB}}{F_{Ga}}. \quad (2.563)$$

Mit dem vorliegenden Umschlingungswinkel $\alpha = \pi/2$, folgt demnach

$$\mu_{SZ} = \frac{2}{\pi} \cdot \ln \frac{F_{Za} - F_{SB}}{F_{Ga}}. \quad (2.564)$$

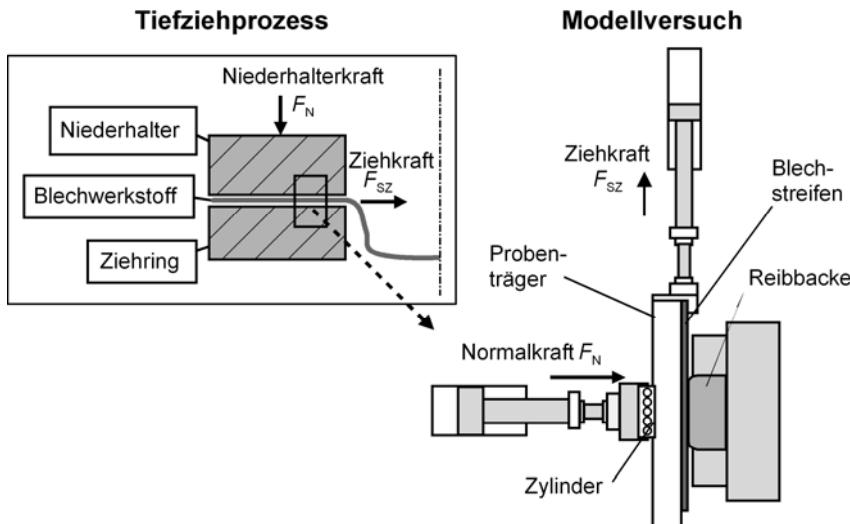


Abb. 2.192 IFUM-Flachstreifenziehversuch

2.6.4.2 IFUM-Flachstreifenziehversuch

Ein weiterer Versuch zur Messung der Reibzahl ist der IFUM-Flachstreifenziehversuch (Abb. 2.192) zur Abbildung des Spannungsverhältnisses im Flanschbereich während des Tiefziehprozesses.

Im Tiefziehprozess wird der Niederhalter mit einer Normalkraft F_N auf die Platine gedrückt, die dann mit der Ziehkraft F_{sz} aus dem Spalt zwischen Niederhalter und Ziehring herausgezogen wird.

Der Blechstreifen wird mit einer Ziehkraft F_{sz} durch den Ziehpalt zwischen dem Zylinder und der Reibbacke gezogen, so dass auf das Blech im Prinzip die gleichen Kräfte wirken wie im Tiefziehprozess und die Reibverhältnisse denen im Flansch des Tiefziehteils weitestgehend entsprechen.

Die Reibwertermittlung erfolgt durch die Berechnung des Verhältnisses der aufgebrachten Normalkraft F_N und der gemessenen Ziehkraft F_{sz} zueinander:

$$\mu = \frac{F_{sz}}{F_N} . \quad (2.565)$$

2.6.4.3 Renault-Verfahren

Mithilfe des Renault-Verfahrens besteht die Möglichkeit, Reibuntersuchungen für das Tiefziehen verschiedener Blechbeschichtungssysteme mit unterschiedlichen Schmierungszuständen durchzuführen, indem die Kontaktpaarung Zylinder/Ebene untersucht wird.

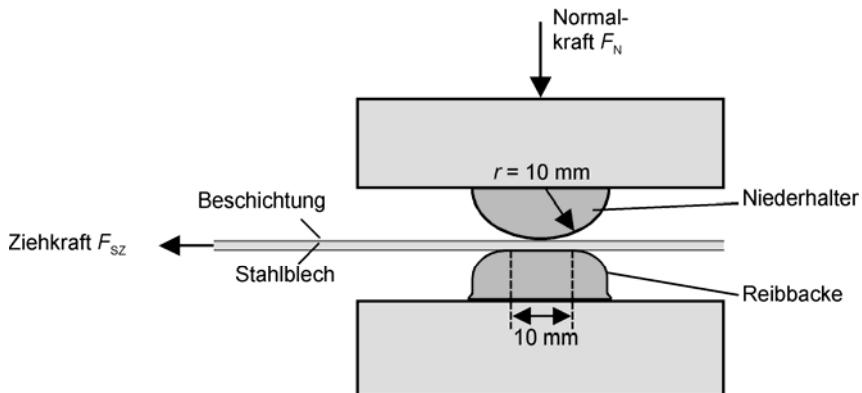


Abb. 2.193 Renault-Versuch

Ein beschichteter Blechstreifen wird in fünf Zügen mit einer Ziehgeschwindigkeit $v_Z = 20 \text{ mm/min}$ zwischen einer zylindrischen Reibbacke und einem halbkugelförmigen Niederhalter, der mit der Normalkraft $F_N = 5000 \text{ N}$ beaufschlagt wird, hindurchgezogen (Abb. 2.193).

Der Reibweg im ersten Zug beträgt 55 mm, in den anschließenden vier Zügen 50 mm, wobei der Testkörper nach jedem Zug wieder auf die Anfangsposition zurückgefahren wird (in allen Zügen wird der gleiche Blechbereich geprüft).

Bei jedem Zug wird eine Ziehkraft-Ziehwegkurve aufgenommen. Der Mittelwert der Ziehkraft F_{SZ} und die aufgebrachte Normalkraft F_N werden zur Berechnung des Reibkoeffizienten μ verwendet:

$$\mu = \frac{F_{SZ}}{2 \cdot F_N}. \quad (2.566)$$

Da je nach elastischen Stoffeigenschaften der untersuchten Blechbeschichtungssysteme der Niederhalter unterschiedlich stark in das Blech eindringt, also die Berührfläche zwischen Blechwerkstoff und Niederhalter stark variiert, ist der ermittelte Reibkoeffizient μ nur bedingt aussagekräftig. Industriell wird dieses Verfahren daher weniger zur Reibwertermittlung, sondern überwiegend zur Untersuchung der Beschichtungseigenschaften (Verschleiß in Ziehkanten- oder Bauteilrundungen und Hafteigenschaften der Beschichtung) genutzt.

2.6.4.4 Stabzugversuch nach Pawelski

Mit dem Stabzugversuch nach Pawelski /Paw64/ sollen die Reibverhältnisse beim Drahtziehen nachgebildet werden. Ein Blechstreifen wird mit einer Ziehkraft F_Z (maximal 300 kN) zwischen zwei Reibbacken hindurchgezogen, die in einem definierten Winkel α zwischen 3° und 12° zueinander stehen (Abb. 2.194).

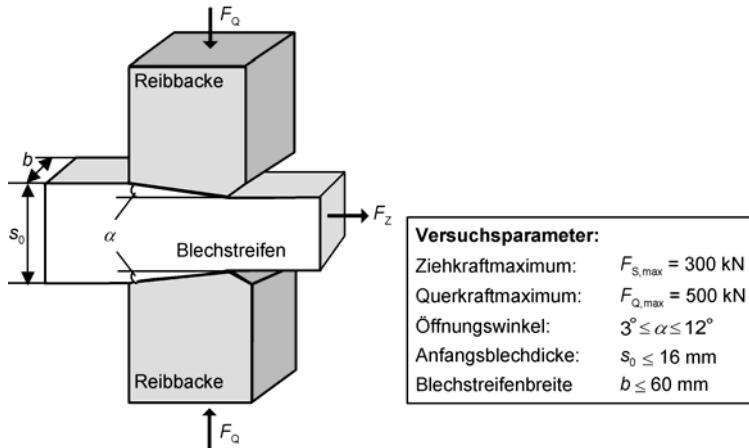


Abb. 2.194 Aufbau des Stabzugversuchs nach Pawelski

Auf die Reibbacken wird eine Querkraft F_Q bis maximal 500 kN aufgegeben. Die Spaltweite zwischen den Reibbacken und damit die Anfangsdicke der Proben kann mithilfe von Unterlegblechen variiert werden. Im Stabzugversuch können Blechproben mit einer Anfangsdicke bis zu 16 mm und einer Breite bis zu 60 mm untersucht werden.

Während des Versuchs wird der untersuchte Blechstreifen durch die Reibbacken im Querschnitt verringert. Die benötigten Zieh- und Querkräfte werden zur Berechnung der Reibzahl herangezogen, wobei gilt:

$$\mu = \frac{\frac{F_z}{2F_Q} - \tan \alpha}{1 + \left[\frac{F_z}{2F_Q} \right] \tan \alpha}. \quad (2.567)$$

Nachteil

- Im Gegensatz zum Drahtziehprozess ist ein Materialfluss quer zur Ziehrichtung möglich. Damit ändert sich der Querdruck (hydrostatischer Druck)

$$\sigma_m = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3), \quad (2.568)$$

der aber durch die Reduzierung der Probenhöhe wieder angepasst werden kann.

2.6.4.5 Keilzugversuch nach Reihle

Im Keilzugversuch nach Reihle /Rei59/ soll der Flanscheinzug beim Tiefziehen von Blechen dargestellt werden. Beim Flanscheinzug tritt eine tangentiale Stauchung auf. Der Umfang des Blechs verringert sich, wodurch die spezifische Flächenpressung auf den Flansch steigt. Mit dem Keilzugversuch sollen diese Verhältnisse berücksichtigt werden, indem der Blechstreifen zwischen zwei Keilen hindurchgezogen und so in seiner Breite verringert wird.

Während des Keilzugversuchs wird ein Blechstreifen zwischen zwei Keilen hindurchgezogen (Abb. 2.195). Um ein Ausknicken der Platine infolge des tangentialen Drucks durch die Keile zu unterdrücken, wird mit den Niederhaltern die Normalkraft F_N aufgebracht. Die Reibzahl wird in diesem Versuch über das Verhältnis der einwirkenden Kräfte ermittelt:

$$\mu = \frac{F_{SZ}}{2 \cdot F_N} . \quad (2.569)$$

Vorteil

- Die Beanspruchung im Flanschbereich beim Tiefziehen rotationssymmetrischer Bauteile wird durch den Modellversuch sehr gut abgebildet.

Nachteil

- Es kann an den Berührstellen zwischen Blech und Keilen Kaltverschweißungen, das so genannte Fressen, auftreten.

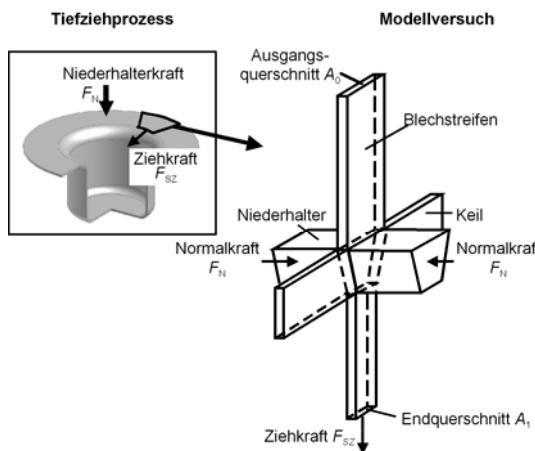


Abb. 2.195 Keilzugversuch nach Reihle zur Ermittlung des Reibwerts

2.6.4.6 Streifenziehversuch nach Duncan

In der Blechumformung wird der Hauptanteil der Reibung durch den Flansch und die Ziehringgrundung bestimmt. Beim Tiefziehen kommt es in der Regel zum Versagen im Bereich der Stempelkantenrundung. Die vom Boden des Ziehteils in den Flansch übertragbare Kraft wird größer, wenn die Reibzahl μ im Bereich der Stempelkantenrundung groß ausfällt. Diese Reibverhältnisse können mithilfe des Streifenziehversuchs nach Duncan /Dun78/ abgebildet werden (Abb. 2.196).

Im Zargen- und Bodenbereich wird über die Messstreifen ε_1 und ε_2 die Dehnung gemessen. Mithilfe vom im einachsigen Zugversuch aufgenommenen Kraft-Dehnungs-Diagramm werden daraus die aufgebrachte Ziehkraft F_{SZ} und die resultierende Querkraft F_Q ermittelt.

Die Berechnung der Reibzahl μ erfolgt wie beim IFUM-Streifenziehversuch mit Umlenkung (Kap. 2.6.4.1). Zunächst wird der Streifenbiegungskraftanteil F_{SB} bei dem drehbar angeordneten Formkopf aus der Differenz von Zieh- und Querkraft ermittelt. Im zweiten Versuchsteil wird der Formkopf arretiert angebracht und der Streifenreibungsanteil wird nach der Seilreibungsfomel berechnet. Für die Reibzahl μ ergibt sich somit auch hier

$$\mu = \frac{2}{\pi} \cdot \ln \frac{F_{ZS} - F_{SB}}{F_Q}. \quad (2.570)$$

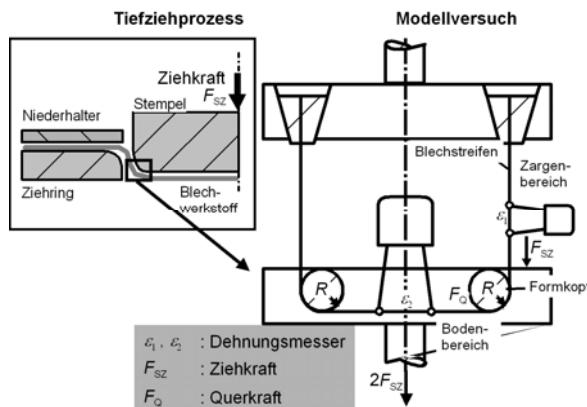


Abb. 2.196 Streifenziehversuch nach Duncan zur Ermittlung des Reibwerts an der Stempelkantenrundung

2.6.4.7 Ringstauchversuch

Der Ringstauchversuch nach Burgdorf /Bur67/, Mahle und Cockcroft /Mal64/ kann für den Fall, dass Spannungen und ermittelte Reibwerte im Gültigkeitsbereich des Reibzahlmodells (Abb. 2.186) liegen, zur Ermittlung des Reibwerts μ herangezogen werden. Außerhalb dieses Gültigkeitsbereiches ist es zweckmäßig, den Ringstauchversuch zur Ermittlung des Reibfaktors m zu nutzen. Die Vorgehensweise beider Fälle unterscheidet sich nicht.

Der Ring mit dem Maßverhältnis $d:d_0:h_0 = 6:3:2$ wird mit der Kraft F gestaucht (Abb. 2.197) und der Reibwert μ bzw. der Reibfaktor m anhand der Formänderung bestimmt. Dazu wird das Verhältnis von Probenhöhe h_1 und Bohrungsdurchmesser d_1 herangezogen. Das Verhältnis der Innendurchmesser $(d_1-d_0)/d_0$ vor und nach dem Stauchen wird über das Verhältnis der Probenhöhe $(h_1-h_0)/h_0$ vor und nach dem Stauchen aufgetragen (Abb. 2.198). So ergibt sich ein rechnerisch ermitteltes Nomogramm, aus dem sich nach Messung des Innendurchmessers d und der Höhe h der Stauchprobe der Reibwert μ bzw. der Reibfaktor m ablesen lässt.

Ursprünglich wurde der Ringstauchversuch von Burgdorf zur Ermittlung des Reibwerts μ herangezogen, das heute meist angewandte Modell ist die Reibfaktorermittlung nach Avitzur /Avi64, Avi68/ mithilfe des Nomogramms. Wird beispielsweise eine Ringstauchprobe der Anfangshöhe $h_0 = 7 \text{ mm}$ und des Anfangsinnendurchmessers $d_0 = 10,5 \text{ mm}$ auf die Höhe $h_1 = 4,2 \text{ mm}$ und den Innendurchmesser $d_1 = 9 \text{ mm}$ gestaucht, kann aus dem Nomogramm in Abb. 2.198 der Reibfaktor $m = 0,3$ abgelesen werden. Aus dem Nomogramm wird deutlich, dass geringere Reibfaktoren bei gleicher Höhenreduktion zu einer geringeren Reduktion des Innendurchmessers führen.

In Abb. 2.199 sind Ringstauchproben des Werkstoffs 1.5231 mit dem Anfangsaußendurchmesser $d = 30 \text{ mm}$, dem Anfangsinnendurchmesser $d_i = 15 \text{ mm}$ und der Anfangshöhe $h = 10 \text{ mm}$ nach einer Stauchung um 50% gezeigt.

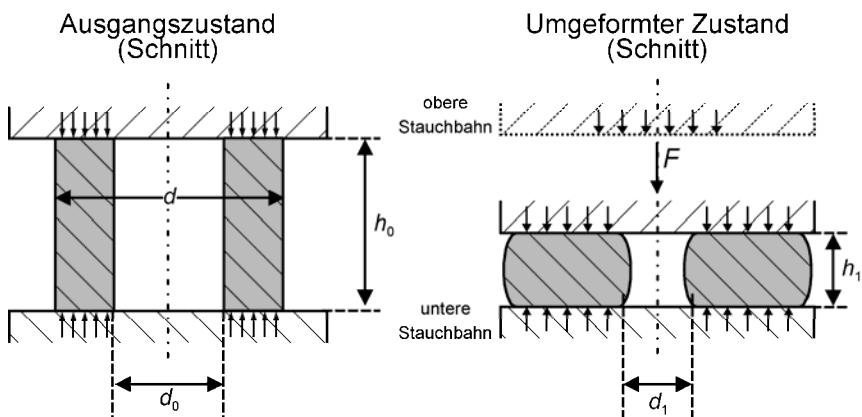


Abb. 2.197 Ringstauchversuch

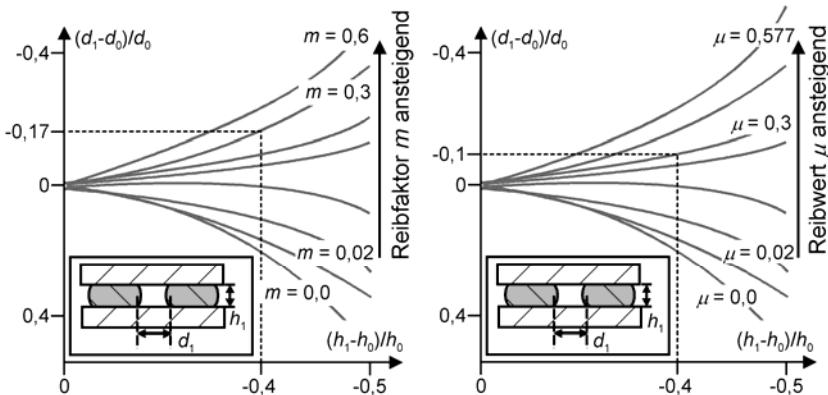


Abb. 2.198 Nomogramm zur Reibfaktorermittlung /Avi64/ und Reibwertermittlung /Bur67/ aus dem Ringstauchversuch

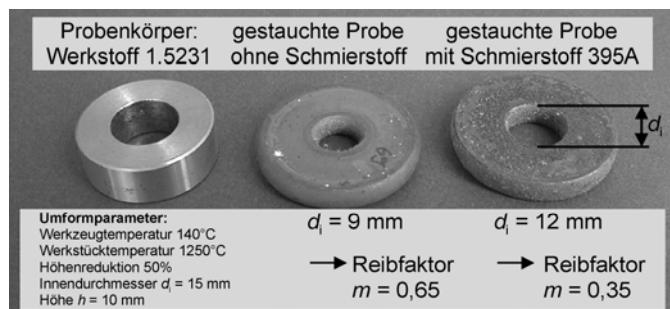


Abb. 2.199 Vergleich von mit und ohne Schmiermittel gestauchten Ringstauchproben /Doe02/

Die linke ungeschmierte Stauchprobe besitzt einen Innendurchmesser $d_i = 9 \text{ mm}$, wodurch sich laut Nomogramm dieses Werkstoffs (vgl. Abb. 2.198) ein Reibfaktor $m = 0,65$ ergibt. Die geschmierte Probe besitzt dagegen den Innendurchmesser $d_i = 12 \text{ mm}$ und damit einen Reibfaktor $m = 0,35$.

Beispiel: Reibung in der Blechumformung

Zur Berechnung der Reibkraft wird in der Blechumformung das Coulombsche Reibgesetz/Reibzahlmodell mit einem konstanten Reibwert μ angewandt (Kap. 2.6.3.1). Im realen Umformprozess jedoch ist die Reibung lokal und zeitlich variabel.

Abb. 2.200 zeigt die Ergebnisse einer Messung mit der Streifenziehanlage mit Umlenkung. Dargestellt sind die aus Einzelkraftverläufen ermittelten Reibwerte μ in Abhängigkeit von der aufgebrachten KontaktNormalspannung p . So kommt es im Bereich niedriger Normalspannungen ausgehend von einem niedrigen Reibwertniveau mit steigender Normalbeanspruchung zu einem raschen Anstieg des Reibwerts.

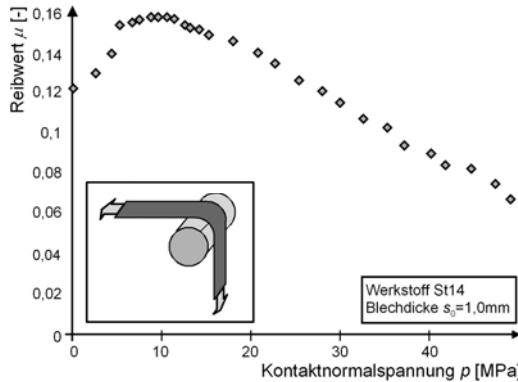


Abb. 2.200 Reibwert als Funktion der Kontaktnormalspannung im IFUM-Streifenziehversuch mit Umlenkung

Dieser könnte auf die Einebnung einzelner exponierter Erhebungen des Rauheitsprofils zurückzuführen sein, ohne dass schon Schmierstoff aus den tieferliegenden Bereichen an die Oberfläche gedrängt wird. Der sich dann anschließende Abfall des Reibwerts ist auf die Einebnung der Rauheitsspitzen mit der damit verbundenen Verdrängung des Schmierstoffs zurückzuführen.

Die in Abb. 2.201 dargestellte Kontaktnormalspannungsverteilung über den im Abb. 2.201 rechts mit A gekennzeichneten Bereich des Umformverlaufs zwischen Blech und Ziehring bestätigen diese Beobachtungen. Dabei ist die Verteilung des Kontaktdrucks am Ziehring jedoch sowohl zeitlichen als auch örtlichen Veränderungen unterworfen. An den markierten Übergängen zum Eckbereich tritt infolge der tangentialen Stauchung eine Blechaufdickung auf, wodurch die Kontaktnormalspannung in diesem Bereich ansteigt /Str82/.

Um diese Abhängigkeit des Reibwerts von der Kontaktnormalspannung in die mathematische Beschreibung der Reibung miteinbeziehen zu können, wurden verschiedene Ansätze zur Reibungsbeschreibung entwickelt. Aus Abb. 2.202 wird ersichtlich, dass die ermittelten Reibwerte durch das mathematische Modell

$$y = a \cdot b^x \cdot x^c \quad (2.571)$$

am besten beschrieben werden, wobei zur Beschreibung der gemessenen Reibwerte aus Abb. 2.200 die Parameter $a = 0,124$, $b = 0,971$, $c = 0,225$ ermittelt wurden. Auffällig an der Reibzustandsbeschreibung ist, dass für höhere Kontaktnormalspannungen p der Reibwert μ Werte nahe bei null annehmen kann. Um auch für höhere Kontaktnormalspannungen einen Reibwert μ durch ein allgemein gültiges Reibgesetz zu erhalten, wird die Funktion

$$\mu(p) = \mu_0 \cdot e^{-\lambda \cdot p/p_0} \quad (2.572)$$

mit $\mu_0 = 0,2$ und $\lambda = 0,005$ angewandt. Dieses Modell beschreibt nicht den in der Praxis vorkommenden „Reibberg“ (Abb. 2.200) (Anstieg des Reibwerts bei kleinen Normalspannungen), jedoch ergibt sich hierbei auch für große Kontaktnormalspannungen p stets ein plausibler Reibwert μ .

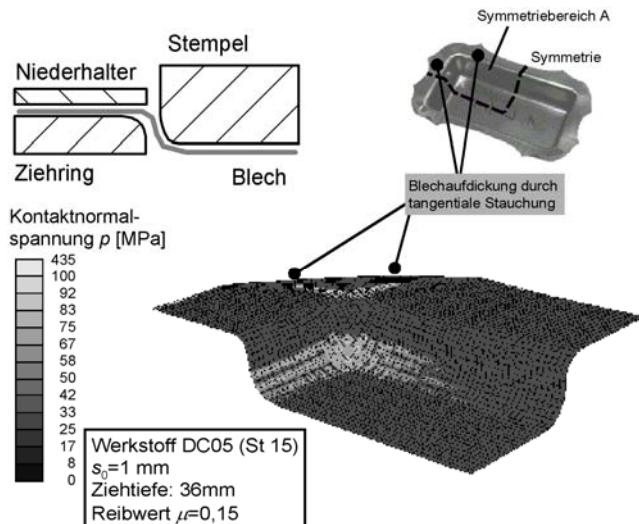


Abb. 2.201 Verteilung der Kontaktnormalspannung p während des Tiefziehens eines Rechteckknaps im Symmetriebereich A (Kontakt zwischen Blech und Ziehring)

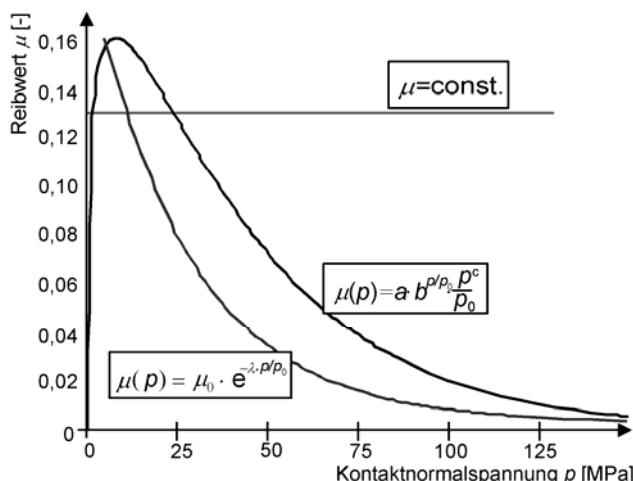


Abb. 2.202 Abhängigkeit des Reibwerts μ von der Kontaktnormalspannung p für die Blechumformung (nach /Doe91, Kam99/)

Beispiel: Reibung in der Massivumformung

In der Massivumformung wird die Reibung während des Prozesses mit Hilfe des Reibfaktormodells (Kap. 2.6.3.3) beschrieben. Der Reibfaktor m wird hierbei als konstanter, über die Zeit und Werkstoffoberfläche gemittelter, Wert angenommen. Er hängt jedoch von den Zustandsgrößen des Werkstoffs (z.B. Normalspannung σ_N) am jeweiligen Punkt der Oberfläche ab, die zeitlich und lokal variable Werte sind (Abb. 2.203).

Danach treten auf dem Boden des Napfs Schwankungen der Normalspannung bis zu 1750 MPa auf.

Da die Reibkraft einen erheblichen Einfluss auf die Umformkraft hat, kann erstere mithilfe eines konstanten Reibfaktors nicht hinreichend präzise abgebildet werden (Abb. 2.204). Es ist demnach auch in der Massivumformung notwendig, ein Gesetz zu entwickeln, das die Reibung in Abhängigkeit der variablen Zustandsgrößen des Werkstoffs beschreiben kann.

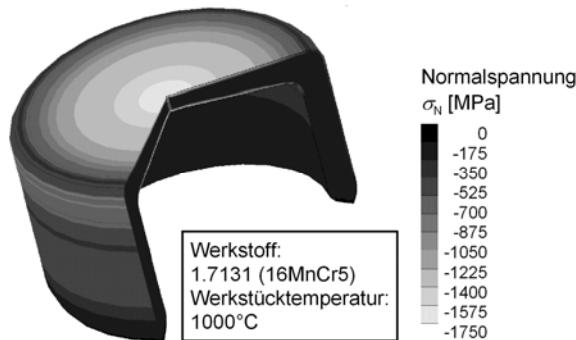


Abb. 2.203 Normalspannungsverteilung auf der Oberfläche eines rückwärtsfließgepressten Napfs

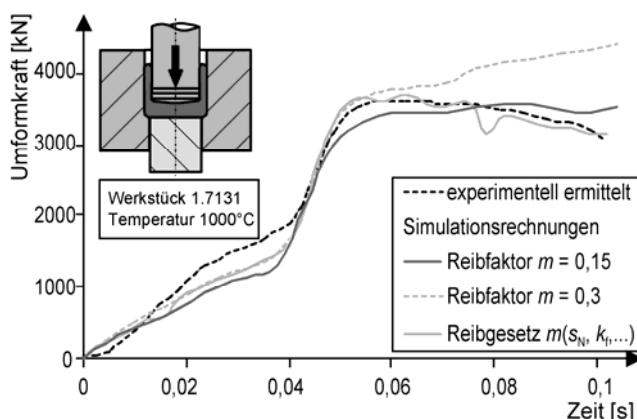


Abb. 2.204 Experimentell ermittelte und berechnete Umformkräfte beim Napfrückwärtsfließpressen /Ala02/

Literatur zu Kapitel 2

- /Aba01/ NN (2001) ABAQUS, Handbücher zur Version 6.2. Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc.
- /Ala02/ Doege E, Alasti M (2002) Arbeits- und Ergebnisbericht zum Sonderforschungsbereich 489 – Prozesskette zur Herstellung präzisionsgeschmiedeter Hochleistungsbauteile, TP A2. Hannover
- /Avi64/ Avitzur B (1968) Forging of hollow disks. Israel J. of Tech. 2 (3)
- /Avi68/ Avitzur B (1968) Metal Forming: Processes and Analysis. McGraw-Hill Inc, New York
- /Avr40/ Avrami M (1940) Kinetics of phase change. Journal of Chemical Physics Volume 8: 1103–1112
- /Bar88/ Bargel HJ, Schulze G (1988) Werkstoffkunde. VDI-Verlag, Düsseldorf
- /Bat02/ Bathe KJ (2002) Finite-Element-Methoden. 2. vollständig neu bearbeitete und erweiterte Auflage, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York London Paris Tokyo
- /Bed93/ Doege E, Bederna C, El-Dsoki T, Seibert D, Werner N (1993) Struktur zur Beschreibung lokaler, geschichtsabhängiger Zwischenschichtgesetze. Abschlusskolloquium des Projektes Prozesssimulation in der Umformtechnik, Stuttgart
- /Ber89/ Bergmann W (1989) Werkstofftechnik Teil 1: Grundlagen. 2. durchgesehene Auflage, Carl Hanser Verlag, München Wien
- /Ble03/ Bleck W, Larour P (2003) Effect of strain rate and temperature on the mechanical properties od LC and IF steels. IF Steels 2003 (Int. Forum for the Properties and Application of IF Steels) 12.–14.05.03, Arcadia Ichigaya Tokio: 138–147
- /Böh68/ Böhm H (1968) Einführung in die Metallkunde. Hochschultaschenbücher-Verlag, Bibliographisches Institut, Mannheim Zürich
- /Bör89/ Börnsen M (1989) Zum Einfluß von Gefügeumwandlungen auf Spannungen und Formänderungen bei thermischer und mechanischer Belastung. Dissertation, Universität Hannover, VDI-Verlag, Düsseldorf
- /Bri44/ Bridgman PW (1944) The stress distribution at the neck of a tension specimen. Transactions of the American Society of Metals, 32: 553–574
- /Büh61/ Bühler H, Peiter A (1961) Eigenspannungen in Stahl. Technische Rundschau Bern/Schweiz, Nrn. 40 und 42, Verlag Technische Rundschau, Hallwag Bern
- /Bur67/ Burgdorf M (1967) Über die Ermittlung des Reibwertes für Verfahren der Massivumformung durch den Ringstauchversuch. Ind. Anz. 89
- /Dae65/ Daeves K (1965) Werkstoffhandbuch Stahl und Eisen. 4. Auflage, Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf
- /Dah93/ Dahl W, Kopp R, Pawelski O (Hrsg.) (1993) Umformtechnik Plastomechanik und Werkstoffkunde. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York London Paris Tokyo
- /Dek70/ NN (1970/1979) Metal deformation processes: Friction and lubrication. Dekker Pergamon, New York
- /Dit02/ Dittmann J (2002) Mikrostruktur und mechanische Eigenschaften von geschmiedeten Bauteilen. Dissertation, Universität Hannover, VDI-Verlag, Düsseldorf

- /Doe77/ Doege E, Melching R (1977) Beurteilung von Schmiermitteln und des Verschließverhaltens von Werkzeugwerkstoffen. HFF-Bericht zum 9. UKH 1977, Technische Universität Hannover
- /Doe80/ Doege E, Witthüser KP, Jost HG (1980) Prüfverfahren zur Beurteilung der Reibungsverhältnisse beim Tiefziehen. HFF-Bericht Nr. 6, Hannover
- /Doe86/ Doege E, Meyer-Noltemper H, Saeed I (1986) Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe. 1. Auflage, Carl Hanser Verlag, München Wien
- /Doe91/ Doege E, Bederna C, Bochmann E (1991) Zwischenschichtphänomene und deren Implementierung in FE-Konzepte. PSU-Workshop, Dez. 1991
- /Doe02/ Doege E, Barnert L (2002) Ermittlung der Prozessparameter für keramische Umformwerkzeuge und Bewertung des Einsatzverhaltens. Abschlussbericht BMBF-Matech Forschungsvorhaben, Hannover
- /Dom86/ Domke W (1986) Werkstoffkunde und Werkstoffprüfung. 10. Auflage, Verlag W. Girardet, Düsseldorf
- /Dun78/ Duncan JL, Shabel BS (1978) A tensile strip test for evaluating friction in sheet metal forming. Aluminium 54
- /Eld95/ El-Dsoki T (1995) Numerische Untersuchungen zur Anisotropie beim Tiefziehen von Feinblech. Dissertation, Universität Hannover
- /Fis99/ Fischer U, et.al. (1999) Tabellenbuch Metall. 41. Auflage, Verlag Europa-Lehrmittel, Haan-Gruiten
- /Fro65/ Frobis R (1965) Grundlagen zur Aufnahme von Fließkurven. Fertigungstechnik und Betrieb 15 8: 476–480
- /Gol74/ Gologranc F (1974) Beitrag zur Ermittlung von Fließkurven im kontinuierlichen hydraulischen Tiefungsversuch. Dissertation, Universität Stuttgart
- /Gro95/ Groth C, Müller G (1995) FEM für Praktiker – Temperaturfelder. Band 463, Expert Verlag
- /Hal01/ Hallfeldt T (2001) Untersuchungen zur Beschreibung des Tief- und Streckziehverhaltens höherfester Feinbleche aus Stahlwerkstoffen. Dissertation, Universität Hannover
- /Hil48/ Hill R (1948) A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. In: Proc. Roy. Soc. London A193: 281–297
- /Hop94/ Hoppe M (1994) Eigenspannungen in kaltgezogenen Drähten und Stäben – Einflußgrößen und deren Bewertung. Dissertation, RWTH Aachen, Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, Umformtechnische Schriften, Band 56
- /Hor85/ Horstmann D (1985) Das Zustandsschaubild Eisen-Kohlenstoff. 5. Auflage, Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf
- /Hüt96/ Czichos H (Hrsg.) (1996) Hütte. Die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften. Springer Verlag, Berlin
- /Jän85/ Jänicke W, et.al. (1985) Werkstoffkunde Stahl. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg und Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf
- /Joh39/ Johnson WA, Mehl RF (1939) Reaction kinetics in process of nucleation and growth. Transaction AIME 135: 416–458
- /Jus81/ Just E (1981) Werkstoffeinflussgrößen der Schwingfestigkeit. ZWF 76 1: 32–35
- /Kal84/ Kaliszky S (1984) Plastizitätslehre, Theorie und technische Anwendungen. VDI-Verlag, Düsseldorf
- /Kam99/ Kaminsky C (1999) Numerische Modellierung der Oberflächenwandlung von Feinblechen. Dissertation, Universität Hannover
- /Kar11/ v. Kármán T (1911) Festigkeitsversuche unter allseitigem Druck. Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure Band 55: 1747–1756

- /Koi59/ Koistinen DP, Marburger RE (1959) A general equation prescribing the extent of the austenite-martensite transformation in pure iron-carbon alloys and plain carbon steels. *Acta Metall*, Volume 7: 59–60
- /Kop98/ Kopp R, Wiegels H (1998) Einführung in die Umformtechnik. Verlag der Augustinus Buchhandlung
- /Kra62/ Krause U (1962) Vergleich verschiedener Verfahren zur Bestimmung der Formänderungsfestigkeit bei der Kaltumformung. Dissertation, Universität Hannover
- /Lan74/ Lange G (1974) Vereinfachte Ermittlung der Fließkurve metallischer Werkstoffe im Zugversuch während der Einschnürung der Proben. *Archiv für Eisenhüttenwesen*, 45: 809–812
- /Lin65/ Lindner H (1965) Massivumformung von Stahl zwischen 600 bis 900°C – Halbwarmeschmieden. Dissertation, TH Hannover
- /Lip81/ Lippmann H (1981) Mechanik des plastischen Fließens Grundlagen und technische Anwendungen. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York
- /Mal64/ Male AT, Cockcroft, MG (1964/1965) A method for the determination of the coefficient of friction of metals under conditions of bulk plastic deformation. *J. Inst. Met.* 93
- /Mei04/ Meiners F (2004) Untersuchungen zur wirkmedienbasierten Massivumformung von Aluminiumwerkstoffen. Dissertation, Universität Hannover, Berichte aus dem IFUM Band 02/2004
- /Mül01/ Müller, WH (2001) Bruchmechanik I. Vorlesungsskript, Institut für Mechanik, TU Berlin
- /Nad27/ Nadai A (1927) Der bildsame Zustand der Werkstoffe. Springer Verlag
- /NN72/ NN (1972) Ermittlung von Kennwerten für die Warmumformbarkeit von Stählen., VDEh, Stahleisen, Düsseldorf
- /Pan59/ Panknin W (1959) Der hydraulische Tiefungsversuch und die Ermittlung von Fließkurven. Dissertation, Universität Stuttgart
- /Pan64/ Panknin W (1964) Ermittlung der Fließkurven metallischer Werkstoffe. *Werkstatttechnik* 54: 364–369
- /Pan72/ Panknin W, Bach M (1972) Anleitung zur experimentellen Ermittlung der Fließkurven metallischer Werkstoffe. Deutsche Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung und Oberflächenbehandlung, DFBO-Mitteilungen 23 1: 15–22
- /Paw00/ Pawelski H, Pawelski O (2000) Technische Plastomechanik – Kompendium und Übungen. Verlag Stahleisen, Düsseldorf
- /Paw64/ Pawelski O (1964) Ein neues Gerät zum Messen des Reibungsbeiwertes bei plastischen Formänderungen. *Stahl und Eisen* 84
- /Pes83/ Pestel E, Wittenberg J (1983) Technische Mechanik, Band 2 – Festigkeitslehre. B.I.-Wissenschaftsverlag
- /Pöh81/ Pöhlandt K, Nester W (1981) Bestimmung von Fließkurven im Stauchversuch. Ein Überblick, Teil 1, Draht 32: 70–75; Teil 2, Draht 32: 118–121
- /Rei00/ Reißner J (2000) Werkstoffe I, Iia, Iib. Vorlesungsmanuskripte, Institut für Umformtechnik, ETH Zürich
- /Rei59/ Reihle M (1959) Verhalten des Gleitreibungskoeffizienten von Tiefziehblechen bei hohen Flächenpressungen. Dissertation Stuttgart
- /Rei61/ Reihle M (1961) Ein einfaches Verfahren zur Aufnahme der Fließkurven von Stahl bei Raumtemperatur. *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, Heft 5: 331–336
- /Roh89/ Rohrbach C (1989) Handbuch der experimentellen Spannungsanalyse. VDI-Verlag, Düsseldorf

- /Sch03/ Schatt W, Worch H (2003) Werkstoffwissenschaft. 9. überarbeitete Auflage, Wiley-VCH, Weinheim
- /Sch35/ Schmid E, Boas W (1935) Kristallplastizität. Springer Verlag, Berlin
- /Sch36/ Schmaltz G (1936) Technische Oberflächenkunde, Feingestalt und Eigenschaften von Grenzflächen technischer Körper, insbesondere der Maschinenteile. Springer-Verlag, Berlin
- /Sch70/ Schey J (1970) Metal deformation processes: Friction and lubrication. Dekker, New York
- /Sch83/ Schey J (1983) Tribology in Metalworking. Ontario, Canada
- /Sch91/ Schwarz HR (1991) Methode der finiten Elemente. 3. neubearbeitete Auflage, Teubner Verlag, Stuttgart
- /Sch95/ Schnell W, Gross D, Hauger W (1995) Technische Mechanik. Springer-Verlag, Berlin
- /Sha62/ Shaw MC (1962) The Role of Friction in Deformation Processing. Wear, 6: 140–158
- /Sie27/ Siebel E, Pomp A (1927) Die Ermittlung der Formänderungsfestigkeit von Metallen durch den Stauchversuch. Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforschung 9: 157–171
- /Sie32/ Siebel E (1932) Die Formgebung im bildsamen Zustand. Stahleisen, Düsseldorf
- /Sie44/ Siebel E, Schwaigerer S (1944) Zur Mechanik des Zugversuchs. Archiv für das Eisenhüttenwesen: 145–152
- /Ste65/ Stenger H (1965) Über die Abhängigkeit des Formänderungsvermögens metallischer Werkstoffe vom Spannungszustand. Dissertation, TH Aachen
- /Ste98/ Steinbuch R (1998) Finite Elemente – Ein Einstieg. Springer-Verlag, Berlin
- /Sto68/ Storoschew MW, Popow EA (1968) Grundlagen der Umformtechnik. VEB Technik Verlag Berlin
- /Str82/ Strackerjahn W (1982) Die Voraussage des Versagensfalls beim Tiefziehen rechteckiger Teile. Dissertation, Universität Hannover
- /Tie82/ Tietz HD (1982) Grundlagen der Eigenspannungen. 1. Auflage, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig
- /Tsc01/ Tschätsch H (2001) Praxis der Umformtechnik: Arbeitsverfahren, Maschinen, Werkzeuge. Vieweg-Verlag, Braunschweig
- /Tzi73/ Tzitzelkov I (1973) Eine mathematische Methode zur Beschreibung des Umwandlungsverhaltens eutektoidischer Stähle. Dissertation, Universität Aachen
- /Vat63/ Vater M (1963) Formänderungswiderstand und Formänderungsvermögen metallischer Werkstoffe. Arch. Eisenhüttenwesen 34: 341–349
- /Vog03/ Vogel C (2003) Erweiterte Beschreibung des Umformverhaltens von Blechwerkstoffen. Dissertation, TU München
- /Wil87/ Wildau M, Hougardy H (1987) Zur Auswirkung der M_S -Temperatur auf Spannungen und Maßänderungen. HTM 42 Nr. 5: 261–268
- /Wit61/ Wittwer HJ (1961) Beitrag zum Problem des Sprödbruchs unlegierter Stähle bei schlagartiger Belastung. Dissertation, TH Stuttgart
- /Zie94/ Zienkiewicz OC, Tayler RL (1994) The Finite-Element-Method. Volume 1, 2, McGraw Hill, 4. Edition, New York

3 Blechumformung

3.1 Verfahren der Blechumformung

Als Ausgangshalbzeug werden in der Blechverarbeitung durch Walzen hergestellte Bleche verwendet. Ausgehend von diesen ebenen Blechen erfolgt die Formgebung in mehreren Stufen. Insbesondere durch die rasante Entwicklung in der Automobilindustrie hat die Blechumformung nachhaltig an Bedeutung gewonnen.

Aus den folgenden Zusammenstellungen geht hervor, dass es eine Vielzahl von Verfahren zur Blechumformung gibt. Abb. 3.1 und Abb. 3.2 zeigen einige Verfahren der Biege-, Tiefzieh- und Formstanztechnik. In Abb. 3.3 sind umformtechnische Fügeverfahren der Stanzereitechnik abgebildet. Abb. 3.4 stellt weitere Blechbearbeitungsverfahren dar.

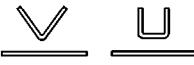
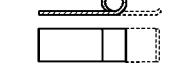
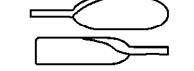
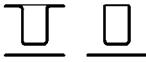
Grundverfahren	Umformverfahren	Schematische Darstellung	Merkmale
Biegen	Biegen		Herstellen eines gebogenen Teiles aus einem flachen Zuschnitt
	Rollen		Umwandeln eines angekippten Randes durch fortlaufendes Biegen zu einer Rolle
	Verwinden		Verdrehen eines Streifens um seine Längsachse
Tiefziehen	Tiefziehen		Umwandeln eines ebenen Zuschnitts in einen Hohlkörper (Anschlag) und Vertiefen desselben im Weiterschlag
	Reckziehen		Umformen eines gespannten Bleches oder Streifens in eine unregelmäßig gewölbte Form durch Eindrücken eines Formstempels
	Abstrecken		Verringern der Wanddicke eines Hohlteiles unter gleichzeitigem Verringern des Außendurchmessers

Abb. 3.1 Übersicht über die Blechbearbeitungsverfahren Biegen und Tiefziehen /Rom59/

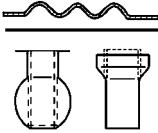
Formstanzen	Formstanzen		Bildung eines konkav-konvexen Reliefs durch örtliche Dehnung des Werkstoffes Ausdehnen von Hohlteilen auf Kosten der Wanddicke
-------------	-------------	---	---

Abb. 3.2 Übersicht über das Blechbearbeitungsverfahren Formstanzen /Rom59/

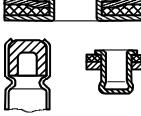
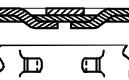
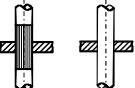
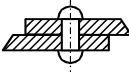
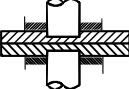
Grundverfahren	Umformverfahren	Schematische Darstellung	Merkmale
Verbindungsarten der Stanzereitechnik	Falten		Verbinden zweier etwa gleich dicker Bleche oder Einzelteile durch Herstellen eines Formschlusses durch Abbiegen oder Umbiegen der Kanten beider Partner
	Sicken und Hohlnieten		Verbinden zweier Einzelteile durch Andrücken des äußeren oder Erweitern des inneren Einzelteiles
	Verbinden durch Laschen		Verbinden zweier Einzelteile durch Bilden einer Lasche aus dem einen Teil, Einführung derselben durch einen Schlitz am anderen Teil und Abbiegen derselben
	Einpressen		Verbinden zweier Einzelteile durch Einpressen des einen in das andere und nachfolgendes Herstellen eines Kraftschlusses durch Umformen eines oder beider Teile
	Nieten		Verbinden von zwei oder mehreren Blechen oder Fertigteilen, die getrennt angefertigt worden sind, durch den Formchluss eines mit Köpfen versehenen Bolzens
	Kaltschweißen		Verbinden zweier Bleche oder Einzelteile bei Raumtemperatur durch einen auf sie ausgeübten Druck, wobei metallische Biegung eintritt

Abb. 3.3 Übersicht über die Verbindungsarten der Stanzereitechnik /Rom59/

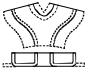
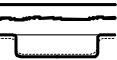
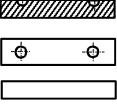
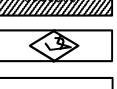
Umform-verfahren	Schematische Dastellung	Merkmale
Durchziehen		Bilden eines Mantels an vorher gelochten Teilen auf Kosten der Wanddicke
Aufstellen eines Bordes		Aufstellen von niedrigen Rändern beliebiger Form insbesondere durch Stauchung
Umbördeln		Bilden eines Wulstes am Rande eines Hohlteiles durch Anrollen eines Hohlbordes
Einziehen		Verengen eines rohrförmigen hohlen oder bauchigen Teiles an seinem Ende durch Verringern seines Durchmessers
a) Planieren b) Form-schlagen		Richten eines flachen oder gekrümmten Werkstücks. Endgültige Formgebung eines Hohlteiles
Prägen		Umformen eines Teiles bei Veränderung der Werkstoffdicke zwischen Ober- und Unterstempel, wobei die Gravur des Oberstempels nicht das Gegenstück der Gravur des Unterstempels ist
Ankörnen		Einschlagen einer Körner-spitze in die Oberfläche eines Gegenstandes zur Markierung oder um einen Bohrer ansetzen zu können
Einschlagen		Einschlagen eines verhältnismäßig flachen Reliefs in die Oberfläche eines Gegenstan-des unter örtlicher Verdrän-gung des Werkstoffes

Abb. 3.4 Weitere Blechbearbeitungsverfahren /Rom59/

3.2 Tiefziehen im Anschlag

Das Verfahren Tiefziehen wird nach /DIN8582/ (Abb. 3.5) dem Umformverfahren Zugdruckumformen zugeordnet. Es zeichnet sich im Allgemeinen dadurch aus, dass aus einem ebenen Blechzuschnitt durch Stauchen und Strecken ein Hohlkörper erzeugt wird (Abb. 3.6).

Ein Tiefziehwerkzeug besteht in der Regel aus einem Ziehstempel, einem Ziehring sowie einem Niederhalter. Im Folgenden wird das Tiefziehen rotationssymmetrischer Bauteile näher betrachtet.

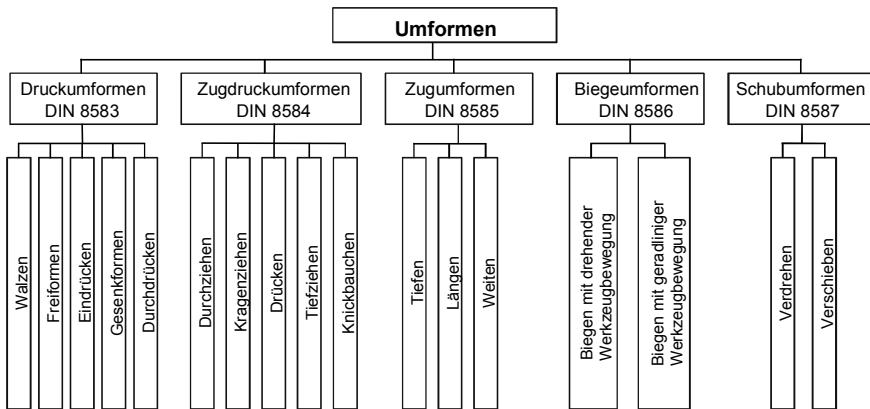


Abb. 3.5 Einteilung der Fertigungsverfahren nach /DIN8582/

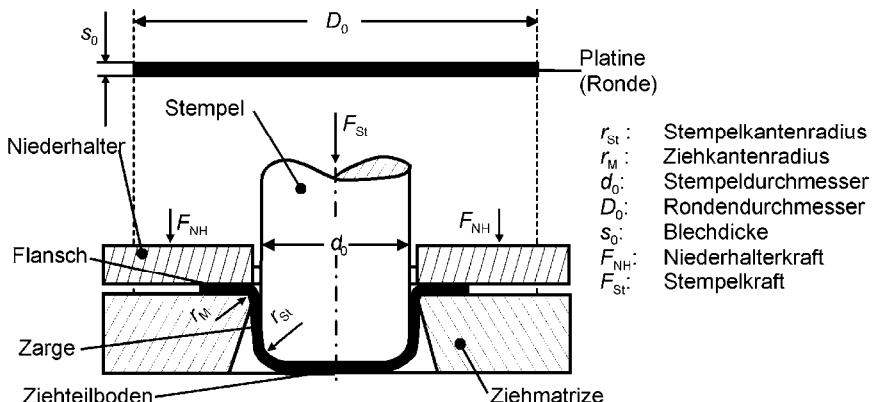


Abb. 3.6 Tiefziehen im Anschlag

Eine Blechroude mit dem Ausgangsdurchmesser D_0 wird zunächst zwischen Ziehring und Niederhalter eingespannt. Die durch die Tiefziehpresse aufgebrachte Niederhalterkraft F_{NH} verhindert die Faltenbildung im Flanschbereich (Falten 1. Art). In der ersten Phase des Umformvorgangs formt der Ziehstempel den Ziehteilboden aus. Dieser Vorgang wird als Streckziehen bezeichnet, dabei fließt der Werkstoff aus der Blechdicke (Abb. 3.7).

Das Flanscheinzungsmäß f_{ez} definiert das Maß der Ausstreckung des in den Ziehpalt eingezogenen Blechwerkstoffs. Simon gibt zur Berechnung des Flanscheinzungsmäßes folgende Beziehung an /Sim89/:

$$f_{ez} = \frac{0,41}{\mu_0 \cdot p_N} \cdot \left(\frac{h}{r_{min}} \right)^2 \quad (3.1)$$

Hierbei findet kein Nachfließen des Werkstoffs aus dem Flanschbereich statt.

Die größte Blechdickenabnahme findet jeweils über dem kleineren Radius statt; entweder über dem Ziehringradius r_M (Abb. 3.7, oben) oder über dem Stempelkantenradius r_{St} (Abb. 3.7, unten). Jeweils im Bereich der kleinsten Blechdicke vor Einzugbeginn des Flansches findet später die Rissinitialisierung statt; z.B. am Auslauf der Stempelkantenrundung, wenn r_{St} der kleinere Radius ist.

Übersteigt in der zweiten Phase des Umformvorgangs die durch den Ziehstempel eingeleitete Kraft die Flanscheinzungskraft, das heißt die Summe der idealen Umformkraft sowie der Reibkraft im Ziehteilflansch, wird der eigentliche Tiefziehvorgang eingeleitet. Der Werkstoff fließt aus dem Flanschbereich in die Ziehteilzarge. Dabei verdickt sich das Blech im Außenbereich des Flansches.

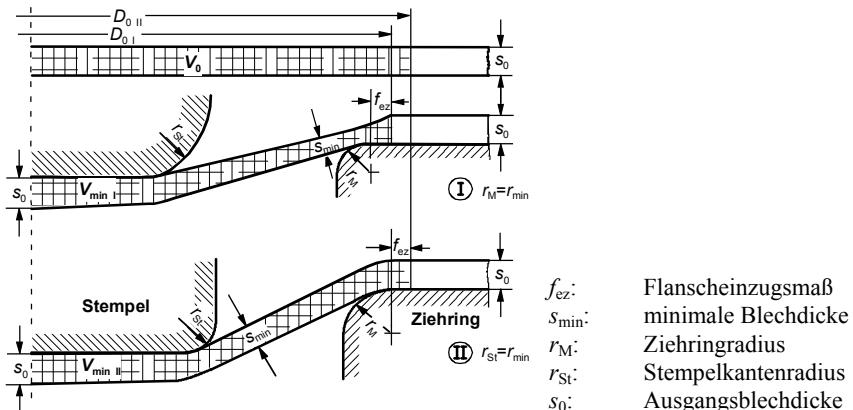


Abb. 3.7 Idealisierung der Blechdickenabnahme im Bereich Stempel-/Ziehkante /Sim89/

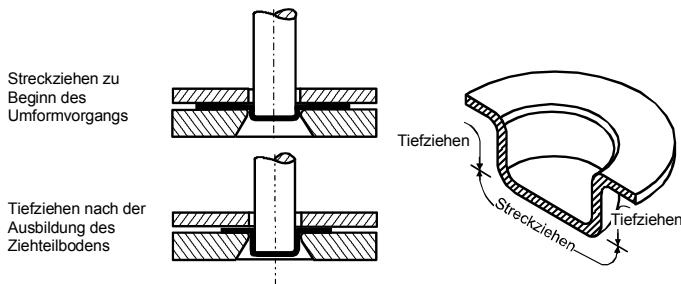


Abb. 3.8 Der Streck- und Tiefziehvorgang

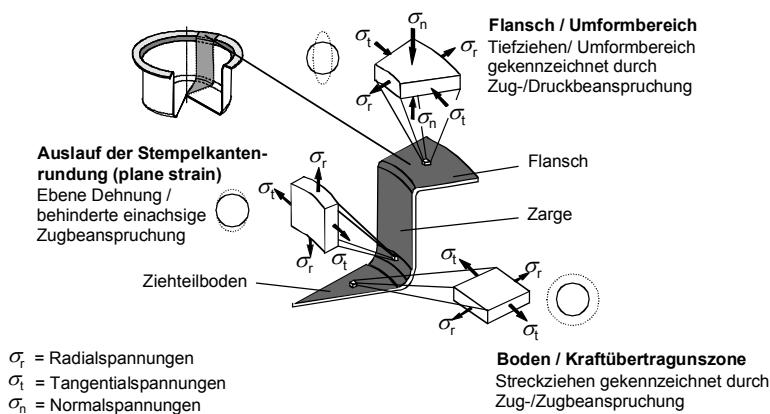


Abb. 3.9 Beanspruchungen beim Tiefziehen im Anschlag /Sim89/

Da die Umformkraft in den Boden des Ziehteils eingeleitet und über die Zarge in die Umformzone geleitet wird, handelt es sich beim Tiefziehen um ein Verfahren mit mittelbarer Krafteinwirkung. In Abb. 3.9 werden die auftretenden Beanspruchungen beim Tiefziehen im Anschlag dargestellt. Der Tiefziehvorgang zeichnet sich durch folgende drei unterschiedliche Beanspruchungen aus:

- Flanschbereich: Zug-/Druckbeanspruchung,
- Bodenbereich: Zug-/Stauchbeanspruchung,
- Auslauf der Stempelkante: behinderte einachsige Zugbeanspruchung, d.h. ebener Dehnungszustand, der bei Vernachlässigung der Normalspannung durch eine direkte und indirekte Zugbeanspruchung gekennzeichnet ist.

Anhand der unterschiedlichen Spannungszustände wird deutlich, dass der Werkstoff beim Tiefziehen ganz unterschiedlichen Beanspruchungen genügen muss.

3.2.1 Spannungen beim Tiefziehen

Die Umformung des Flanschbereichs ist durch eine Superposition von radialen Zug- σ_r und tangentialen Druck- σ_t sowie normalen Druckspannungen σ_n charakterisiert. Der Niederhalter unterbindet ein Ausknicken des Blechs aufgrund der tangentialen Druckspannungen σ_t (Falten 1. Art). Im Zargenbereich liegen aufgrund der in den Bodenbereich eingeleiteten Ziehkraft Zugspannungen vor. Im Bereich des Ziehteilbodens wirken während des Tiefziehprozesses radiale und tangentielle Zugspannungen.

Abb. 3.10 zeigt den Verlauf der radialen Zug- σ_r bzw. tangentialen Druckspannungen σ_t am Beispiel eines Volumenelementes des Ziehteilflansches. In Blechdickenrichtung wirken normale Druckspannungen σ_n .

Berechnung von $\sigma_{r,id}$

Zur ideellen Umformkraft F_{id} gehört die ideelle Spannung σ_{id} , die unter Vernachlässigung der Reibung der radialem Spannung σ_r entspricht. Die radiale Spannung σ_r kann nach Siebel /Sie54/ wie folgt berechnet werden.

Aus

$$\sigma_r \cdot r \cdot d\alpha \cdot s_0 - (\sigma_r + d\sigma_r) \cdot (r + dr) \cdot d\alpha \cdot s_0 + 2 \cdot \sigma_t \cdot s_0 \cdot \frac{d\alpha}{2} \cdot dr = 0 \quad (3.2)$$

folgt

$$-d\sigma_r \cdot r - \sigma_r \cdot dr - d\sigma_r \cdot dr + \sigma_t \cdot dr = 0 \quad (3.3)$$

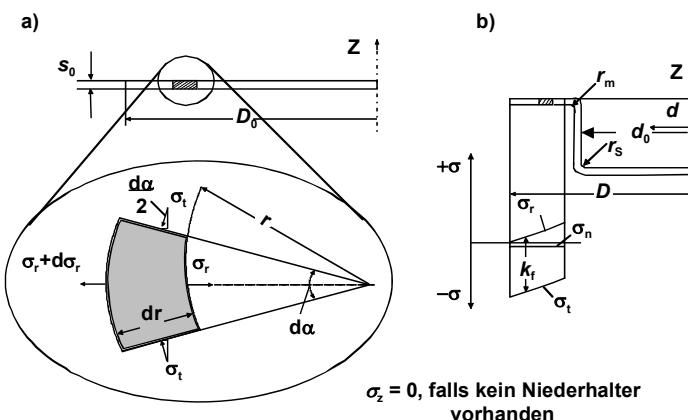


Abb. 3.10 Spannungsverteilung im Ziehteilflansch (a) sowie Verlauf der Spannungen (b)

und unter der Annahme von

$$d\sigma_r \cdot dr = 0 \quad (3.4)$$

folgt schließlich

$$d\sigma_r = -(\sigma_r - \sigma_t) \cdot \frac{dr}{r} \quad (3.5)$$

Mit dem Fließkriterium nach Tresca $k_f = \sigma_{max} - \sigma_{min}$ ergibt sich somit für die Radialspannungen:

$$\sigma_r(r) = - \int_{r=R}^r k_f(r) \frac{dr}{r} = -k_f(r) \cdot \ln\left(\frac{r}{R}\right) \text{ bzw. } \sigma_r(r) = k_f(r) \cdot \ln\left(\frac{R}{r}\right). \quad (3.6)$$

Darin kann $k_f(r)$ durch die genäherte konstante Formänderungsfestigkeit k_{fm} (Abb. 3.11, rechts) ersetzt werden, wobei gilt:

$$k_{fm} = \frac{1}{2}(k_{f1} + k_{f2}) \quad (3.7)$$

Damit wird

$$\sigma_r(r) = k_{fm} \cdot \int_{r=r}^{r=R} \frac{dr}{r}. \quad (3.8)$$

r : Radius am Innenrand

R : Radius am Außenrand der Ronde

Diese Spannung σ_r entspricht der ideellen radialen Spannung $\sigma_{r,id}$, also wird

$$\sigma_r(r = r_0) = k_{fm} \cdot \ln \frac{R}{r_0} = k_{fm} \cdot \ln \frac{D}{d_0} \quad (3.9)$$

mit

$$\beta = \frac{D}{d_0} \quad (3.10)$$

folgt

$$\sigma_r(r = r_0) = k_{fm} \cdot \ln \beta \quad (3.11)$$

Berechnung von $\sigma_{t,id}$

$\sigma_{t,id}$ wird nachfolgend als σ_t bezeichnet.

$$k_{fm} = \sigma_r - \sigma_t \Rightarrow \sigma_t = \sigma_r - k_{fm} \quad (3.12)$$

3.2.2 Formänderungen im Flanschbereich

In Abb. 3.11 werden zwei Bereiche des Ziehteilflansches betrachtet, wobei die Blechdicke s_0 als konstant angenommen wird. Es wird vorausgesetzt, dass die äußere und die innere der betrachteten Flächen gleich sind.

Es sei $\varphi_1 = \ln \frac{D_1}{d_0}, \varphi_2 = \ln \frac{D_0}{D}$ (3.13)

Aufgrund der Gleichheit der betrachteten Flächen ergibt sich:

$$\frac{\pi}{4} \cdot (D_0^2 - D^2) = \frac{\pi}{4} (D_1^2 - d_0^2) \quad (3.14)$$

daraus folgt

$$D_1^2 = D_0^2 - D^2 + d_0^2. \quad (3.15)$$

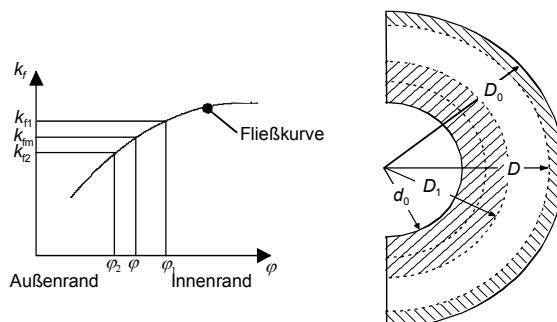


Abb. 3.11 Durchmesser der betrachteten Flanschbereiche und Fließkurve

Nach Einführung der Ziehverhältnisse ergibt sich:

$$\frac{D_1^2}{d_0^2} = \frac{D_0^2}{d_0^2} - \frac{D^2}{d_0^2} + 1 \text{ bzw. } \frac{D_1^2}{d_0^2} = \left(\frac{D_0}{d_0} \right)^2 - \left(\frac{D}{d_0} \right)^2 + 1 \quad (3.16)$$

mit

$$\beta_0 = \frac{D_0}{d_0} \text{ und } \beta = \frac{D}{d_0} \quad (3.17)$$

folgt

$$D_1^2 = \beta_0^2 \cdot d_0^2 - \beta^2 \cdot d_0^2 + d_0^2 \quad (3.18)$$

und somit

$$\frac{D_1^2}{d_0^2} = \beta_0^2 - \beta^2 + 1 \quad (3.19)$$

Schließlich ergibt sich für den Innenrand

$$\varphi_1 = \ln \frac{D_1}{d_0} = \ln \sqrt{\beta_0^2 - \beta^2 + 1} \quad (3.20)$$

und für den Außenrand

$$\varphi_2 = \ln \frac{D_0}{D} = \ln \frac{\beta_0}{\beta}. \quad (3.21)$$

Abb. 3.12 stellt den Verlauf der mittleren Fließspannung k_{fm} über den Flanscheinzugsweg dar. Die mittlere Fließspannung steigt während des Tiefziehprozesses an. Dieses ist unter anderem darauf zurückzuführen, dass der Blechwerkstoff während der Umformung einer Verfestigung unterliegt. Abb. 3.13 zeigt den qualitativen Verlauf der Fließspannung eines Volumenelements über den Flanscheinzugsweg.

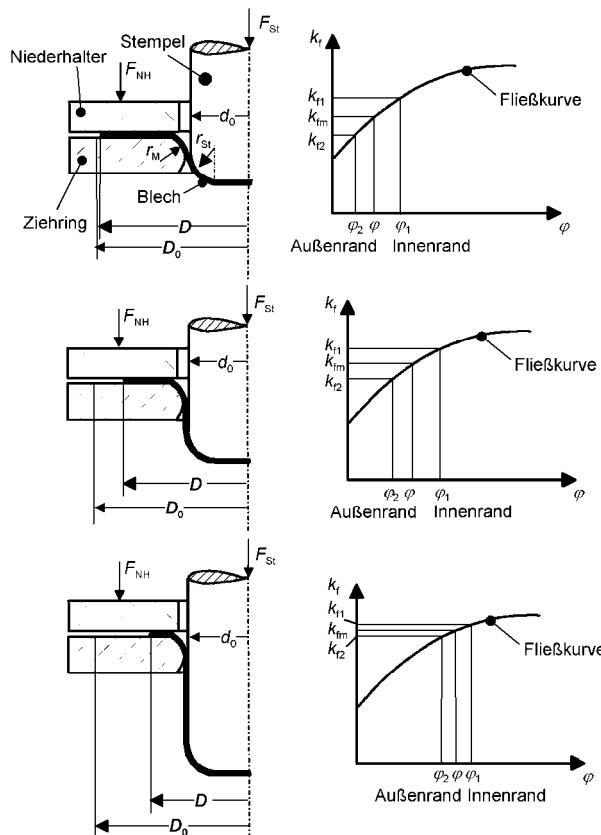


Abb. 3.12 Betrachtung der mittleren Fließspannung über den Flanscheinzugsweg

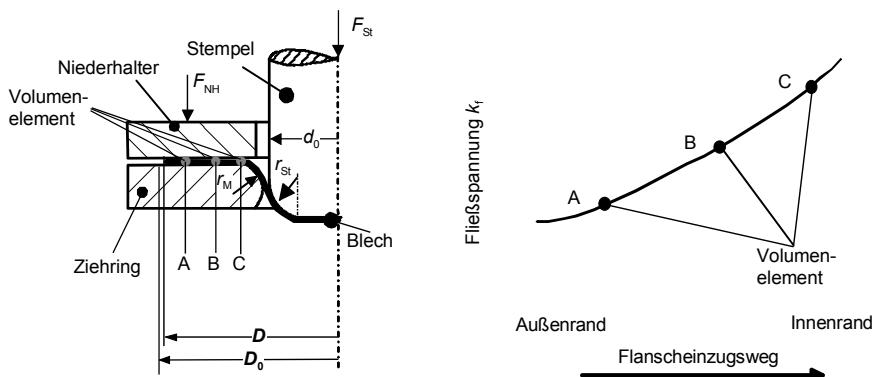


Abb. 3.13 Qualitativer Verlauf der Fließspannung eines Volumenelements (Abb. 3.12) über den Flanscheinzugsweg

3.2.3 Kräfte beim Tiefziehen

3.2.3.1 Gesamtkraftverlauf

Nach Siebel /Sie32/ und Panknin /Pan61/ ergibt sich die Gesamtkraft F_{Ges} beim Tiefziehen wie folgt:

$$F_{\text{ges}} = F_{\text{id}} + F_{\text{rb}} + F_{\text{RZ}} + F_{\text{RN}} \quad (3.22)$$

F_{id} : Ideelle Umformkraft

F_{rb} : Rückbiegekraft

F_{RZ} : Reibkraft an der Ziehringgrundung

F_{RN} : Reibkraft zwischen Ziehring und Niederhalter

3.2.3.2 Ideelle Umformkraft F_{id}

Es ergibt sich die ideelle Radialspannung zu:

$$\sigma_{\text{r,id}} = 1,1 \cdot k_{\text{fm}} \cdot \ln \frac{D_0}{d_0} \quad (3.23)$$

Mit dem Faktor 1,1 wird nach Panknin der Unterschied zwischen den Fließhypothesen von v. Mises und Tresca erfasst. Die ideelle Umformkraft F_{id} wird zudem für rotationssymmetrische Ziehteile mit

$$k_{\text{fm}} = \frac{k_{\text{f1}} + k_{\text{f2}}}{2} \quad (3.24)$$

wie folgt berechnet /Sie40, Sie56, Pan61/:

$$F_{\text{id}} = \sigma \cdot A = \pi \cdot d_m \cdot s_0 \cdot 1,1 \cdot k_{\text{fm}} \cdot \ln \frac{D}{d_0} \quad (3.25)$$

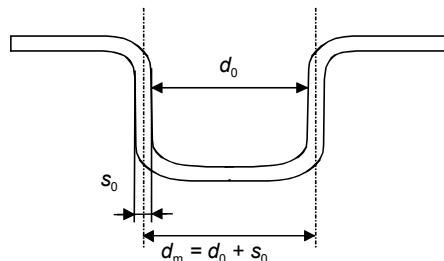


Abb. 3.14 Mittlerer Zargendurchmesser d_m

Hierbei ist d_m der mittlere Zargendurchmesser des Ziehteils (Abb. 3.14). Die mittlere Formänderungsfestigkeit k_{fm} ergibt sich nach Abb. 3.12, rechts.

3.2.3.3 Rückbiegekraft F_{rb}

Der Blechwerkstoff würde, wie in Abb. 3.15 gezeigt, die Krümmung durch den Ziehring fortsetzen wollen. Um diesem Effekt entgegen zu wirken, muss während des Tiefziehprozesses die Rückbiegekraft F_{rb} aufgebracht werden. Mit dem Ziehkantenradius r_M gilt für die Rückbiegekraft F_{rb} :

$$F_{rb} = \sigma_{rb} \cdot A = \pi \cdot d_m \cdot s_0^2 \cdot \frac{k_{f1}}{4 \cdot r_M} \quad (3.26)$$

3.2.3.4 Reibkraft F_{RN}

Die Reibkraft F_{RN} zwischen Niederhalter und Ziehring kann unter Berücksichtigung des Reibkoeffizienten μ_N zwischen Niederhalter bzw. Ziehring und Ziehteilflansch gemäß folgender Gleichung berechnet werden:

$$F_{RN} = 2 \cdot \mu_N \cdot F_{NH} \cdot \frac{d_0}{D} \quad (3.27)$$

Die Niederhalterkraft F_{NH} berechnet sich wie folgt:

$$F_{NH} = \frac{\pi}{4} \cdot (D_0^2 - d_0^2) \cdot p_N = \frac{\pi}{4} \cdot d_0^2 \cdot (\beta_0^2 - 1) \cdot p_N \quad (3.28)$$

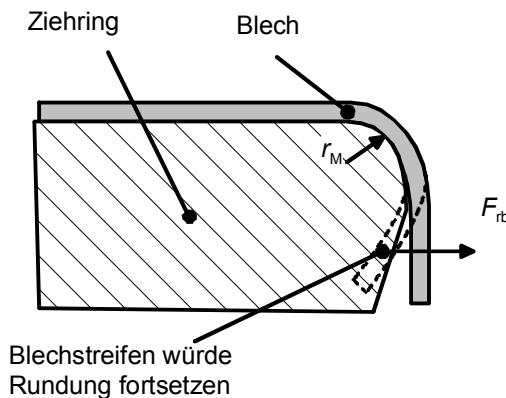


Abb. 3.15 Ursache für das Auftreten der Rückbiegekraft F_{rb}

Zur Berechnung der spezifischen Niederhalterpressung p_N wurden von Siebel /Sie55/ und Geleji /Gel60/ folgende Beziehungen ermittelt:

$$\text{Siebel: } p_N = 0,002 \cdots 0,003 \cdot \left((\beta_0 - 1)^3 + 0,5 \cdot \left(\frac{d_0}{100 \cdot s_0} \right) \right) \cdot R_m \quad (3.29)$$

$$\text{Geleji: } p_N = \frac{0,016 \cdot (d_0 + 2u)}{D_0 + d_0 + 2u} \cdot R_m \quad (3.30)$$

mit der Annahme, dass $R_{p0,2} = 0,8 \cdot R_m$

u : Ziehpunkt

R_m : Zugfestigkeit

Sommer /Som86/ berücksichtigt neben der jeweiligen Flanschfläche auch die Formänderungsfestigkeit des Werkstoffs.

$$p_N = k \cdot m \cdot R_m \quad (3.31)$$

k : Faktor zur Berücksichtigung von Blechdickenunterschieden

m : Faktor zur Berücksichtigung von Maßabweichungen des Werkzeugs

Diese Faktoren werden experimentell ermittelt. Stock /Sto96/ berücksichtigt auch die zum Anbiegen des Flansches erforderliche Niederhalterpressung $p_{N,AB}$:

$$p_{N,AB} = \frac{\pi(d_0 + 2 \cdot (r_M + u) \cdot s_0)}{r_M \cdot (D_0 - d_0 - 2 \cdot u)} \quad (3.32)$$

3.2.3.5 Reibkraft an der Ziehringgrundung F_{RZ}

Schließlich gilt für die Reibkraft F_{RZ} an der Ziehringgrundung:

$$F_{RZ} = (e^{\mu_z \cdot \alpha} - 1) \cdot (F_{id} + F_{RN}) \quad (3.33)$$

wobei μ_z der Reibkoeffizient zwischen Ziehteil und Ziehkantenradius und α der Umlenkwinkel an der Ziehkante ist.

Abb. 3.16, links zeigt den überproportional steigenden Verlauf der Niederhalterkraft F_{NH} in Bezug auf die Ziehkraft F_{ges}^+ . Der in Abb. 3.16, rechts dargestellte abfallende Verlauf des Grenzziehverhältnisses (vgl. Kap. 3.4.1 und Kap. 3.4.2) über den auf die Blechdicke bezogenen Stempeldurchmesser ist auf die mit dem Durchmesser quadratisch zunehmende Flanschfläche zurückzuführen. Die Reibung hat somit bei größeren Ziehteilen einen höheren Einfluss auf das Grenzziehverhältnis.

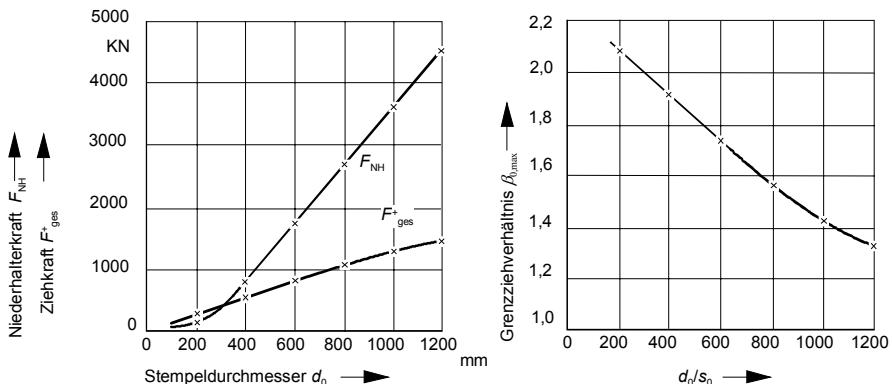


Abb. 3.16 Niederhalterkraft und Ziehkraft über dem Stempeldurchmesser sowie der Verlauf des Grenzziehverhältnisses

Die hier dargestellten Zusammenhänge sollen ein grundsätzliches Verständnis der Spannungen und Formänderungen im Flanschbereich beim Tiefziehen vermitteln.

3.2.3.6 Ziehkraftberechnung nach dem „Prinzip der virtuellen Arbeit“

Die benötigte Stempelkraft während des Tiefziehprozesses setzt sich zusammen aus der ideellen Umformkraft, der Rückbiegekraft an der Ziehringrundung sowie der Reibkraft an der Ziehringrundung und im Flansch.

Dabei resultiert die ideelle Umformkraft nicht nur aus den entstehenden Spannungen am Flansch, sondern auch aus denen an der Ziehringrundung, da gerade hier der Werkstoff während des Umformprozesses eine sehr hohe Verfestigung aufweist.

Mithilfe von analytischen Modellen ist es möglich, die Ziehkraft für Tiefziehprozesse rotationssymmetrischer Geometrien zu berechnen. Basierend auf dem „Prinzip der virtuellen Arbeit“ kann die ideelle Umformkraft berechnet werden /Doe04a, Spr06/. Das „Prinzip der virtuellen Arbeit“ besagt, dass die äußere Arbeit der inneren Arbeit entspricht, d.h.

$$\delta W_{int} = \delta W_{ext} \quad (3.34)$$

mit der externen Arbeit δW_{ext} , die aus äußeren Kräften resultiert und der internen Arbeit δW_{int} , die aus den inneren Spannungen entsteht.

Zur Berechnung der ideellen Umformkraft F_{ideell} werden Reibkraft und Niederhalterkraft nicht betrachtet, d.h., es wirken keine weiteren äußeren Kräfte. Durch Freischneiden des rotationssymmetrischen Napfes können die für die Umformung im Flansch und die für die Umformung in der Ziehringrundung aufzuwendende

Ziehkraft unabhängig ermittelt werden. Dementsprechend wird das Prinzip der virtuellen Arbeit in der Form

$$F_{\text{ideell}} \cdot \delta h = \underbrace{\int_V \sigma_{ij} \cdot \delta \varepsilon_{ij} dV}_{\delta W_{\text{ext}}} = \underbrace{\int_A \Sigma \cdot \delta u dA}_{\delta W_{\text{int}}} \quad (3.35)$$

für Flansch und Ziehringrundung separat angewandt. Dabei ist δh der virtuelle Stempelvorschub, Σ die äußere Spannung des freigeschnittenen betrachteten Volumens, δu die virtuelle Verschiebung an der freigeschnittenen Stelle, σ_{ij} die innere Spannung und $\delta \varepsilon_{ij}$ die virtuelle Dehnung im betrachteten Volumen.

Unter der Annahme, dass während der Umformung keine Blechdickenänderung vorliegt, folgt für das Prinzip der virtuellen Arbeit (Abb. 3.17):

$$F_{\text{ideell}} \cdot \delta h = \int_V (\sigma_t \cdot \delta \varepsilon_t - \sigma_r \cdot \delta \varepsilon_r) dV \quad (3.36)$$

In der Ziehkraftberechnung nach Siebel für rotationssymmetrische Prozesse wird vorausgesetzt, dass die Blechdicke konstant bleibt und im Flansch die mittlere konstante Fließspannung k_{fm} vorliegt. Wird das Prinzip der virtuellen Arbeit mit diesen Voraussetzungen angewandt und der Ziehpalt und die Ziehringrundung vernachlässigt, ergibt sich für die ideelle Ziehkraft

$$F_{\text{ideell, Flansch}} \cdot \delta h = \int_{V, \text{Flansch}} \frac{\delta r}{r} dV = \pi \cdot s \cdot (d_0 + s) \cdot k_{fm} \cdot \ln \left(\frac{D}{d_0} \right) \quad (3.37)$$

mit der Blechdicke s , dem Stempeldurchmesser d_0 und dem momentanen Außen-durchmesser D .

Die Verfestigung des Werkstoffes kann zum Beispiel nach LUDWIK in der Form $k_f(r) = A + B \cdot \varphi(r)^n$ beschrieben werden. Sogar die Berücksichtigung der mittleren senkrechten Anisotropie \bar{r} kann mithilfe des Werkstoffmodells nach Hill berücksichtigt werden. Da in der Blechumformung im Allgemeinen die Spannung in Blechdickenrichtung vernachlässigt wird, hat für den vorliegenden Fall die Fließbedingung die Form:

$$k_f(r) = \sqrt{\frac{\bar{r} + \frac{1}{2}}{\bar{r} + 1} \cdot |\sigma_r - \sigma_t|} \quad (3.38)$$

Prinzip des Freischneidens:

Arbeit durch "virtuellen Stempelvorschub" $F \delta h$

= Arbeit durch "virtuelle Verschiebung" im Flansch $\int \Sigma \delta r_i dA$

Prinzip der "virtuellen Arbeit":

Arbeit durch "virtuelle Verschiebung" am Flanschinnenrand

=Arbeit durch "virtuelle Verschiebungen" im Flanschvolumen

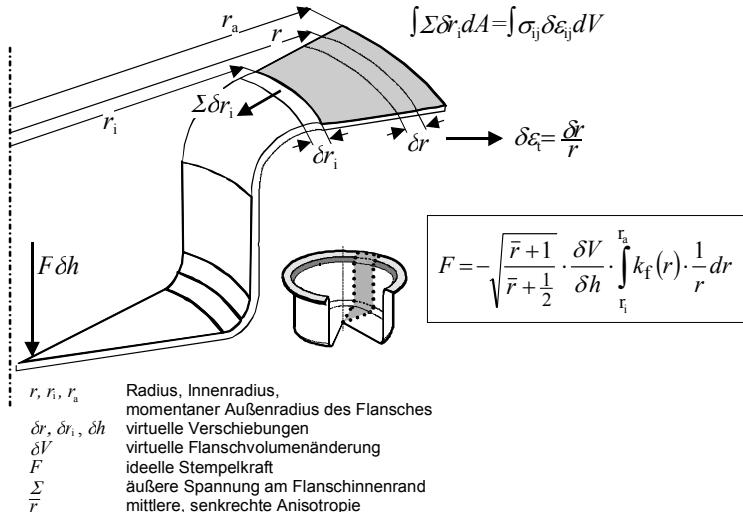


Abb. 3.17 Prinzip der analytischen Ziehkraftberechnung im Flansch nach dem „Prinzip der virtuellen Arbeit“

Für den Dehnungsanteil $\delta \epsilon_t(r)$ gilt

$$\delta \epsilon_t(r) = \frac{\delta r}{r} \quad (3.39)$$

und aufgrund der Volumenkonstanz folgt mit konstanter Blechdicke

$$\delta \epsilon_r + \delta \epsilon_t = 0 \quad (3.40)$$

So berechnet sich die ideelle Umformkraft zu

$$F_{\text{ideell}} \cdot \delta h = -\sqrt{\frac{r+1}{r+\frac{1}{2}}} \cdot \int_V k_f(r) \cdot \frac{\delta r}{r} dV \quad (3.41)$$

Im Flansch gilt demnach

$$F_{\text{ideell,Flansch}} \cdot \delta h = -2 \cdot \pi \cdot s \cdot \sqrt{\frac{\bar{r}+1}{\bar{r}+\frac{1}{2}}} \cdot \int_{r_i}^{r_a} \delta r \cdot k_f(r) dr \quad (3.42)$$

mit der „virtuellen Volumenänderung“ im Flansch δV , dem „virtuellen Stempelvorschub“ δh , dem Innenradius r_i und dem Außenradius r_a des Flansches. Für die Ziehringrundung folgt (Abb. 3.18)

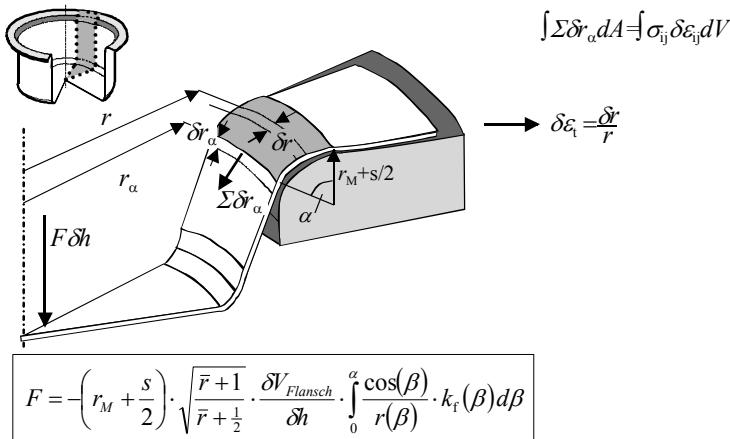
$$F_{\text{ideell,Ziehring}} = -\left(r_M + \frac{s}{2}\right) \cdot \sqrt{\frac{\bar{r}+1}{\bar{r}+\frac{1}{2}}} \cdot \frac{\delta V_{\text{Flansch}}}{\delta h} \cdot \int_0^{\alpha} \frac{\cos(\beta)}{r(\beta)} \cdot k_f(\beta) d\beta \quad (3.43)$$

mit dem Radius r_M der Matrizenrundung, der konstanten Blechdicke s und dem Umschlingungswinkel α der Matrizenrundung.

Prinzip der "virtuellen Arbeit":

Arbeit durch "virtuelle Verschiebung" am Auslauf der Ziehringrundung

=Arbeit durch "virtuelle Verschiebungen" im Volumen der Ziehringrundung



\bar{r}, r_a	Radius, Radius am Ziehringauslauf
$\delta r, \delta r_a, \delta h$	virtuelle Verschiebungen
r_M	Ziehringradiusradius
s	Blechdicke
F	ideelle Stempelkraft
Σ	äußere Spannung am Ziehringauslauf
r	mittlere, senkrechte Anisotropie
α	Umschlingungswinkel

Abb. 3.18 Prinzip der analytischen Ziehkraftberechnung in der Ziehringrundung nach dem „Prinzip der virtuellen Arbeit“

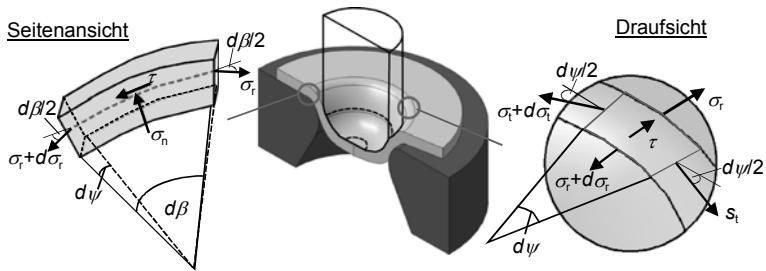


Abb. 3.19 Kräftegleichgewicht an der Ziehringrundung

Dabei können die „virtuelle Volumenänderung“ im Flansch δV und die plastische Vergleichsdehnung φ zur Berechnung der Fließspannung k_f in Abhängigkeit des virtuellen Stempelvorschubs aus rein geometrischen Betrachtungen berechnet werden. Die resultierende Dehnung in der Zarge kann bei der Berechnung der Ziehtiefe berücksichtigt werden.

Die an der Ziehringrundung hervorgerufene Reibkraft wird herkömmlicherweise anhand der Eytelweinschen Seilreibungsformel als Funktion der wirkenden Normalkraft bestimmt. Gerade an der Ziehringrundung treten hohe lokale Spannungsspitzen auf, die in einer Betrachtung der wirkenden Kräfte nicht berücksichtigt werden können. Dementsprechend wurde in dem auf dem „Prinzip der virtuellen Arbeit“ basierenden teil-analytischen Modell auch die Reibkraft aus den auftretenden Spannungen berechnet.

Um die Spannungen im Bereich der Ziehringrundung zu ermitteln, werden zunächst die Kräftegleichgewichte senkrecht zum Blech und in der Ebene aufgestellt (Abb. 3.18). Im Kräftegleichgewicht senkrecht zum Blech entfällt die tangentiale Spannung σ_t , da sie in der Blechebene liegt. So folgt nach der Seitenansicht in Abb. 3.18:

$$\sigma_n = -\frac{s}{r_M + \frac{s}{2}} \cdot \left(\sigma_r + \frac{1}{2} d\sigma_r \right) \approx -\frac{s}{r_M + \frac{s}{2}} \cdot \sigma_r \quad (3.44)$$

Im Kräftegleichgewicht in der Blechebene haben sowohl die tangentiale σ_t und die radiale Spannung σ_r Einfluss:

$$\tau = \frac{s}{r_M + \frac{s}{2}} \cdot \left(-\frac{d\sigma_r}{d\beta} + \frac{1}{2} (2 \cdot \sigma_t + d\sigma_t) \right) \approx \frac{s}{r_M + \frac{s}{2}} \left(\sigma_t - \frac{d\sigma_r}{d\beta} \right) \quad (3.45)$$

Mit dem Reibzahlmodell

$$\tau = \mu \cdot \sigma_n \quad (3.46)$$

und dem Hillschen Fließkriterium folgt für die Radialspannung

$$\frac{d\sigma_r(\beta)}{d\beta} = \sigma_r(\beta) \cdot (\mu - 1) - \sqrt{\frac{\bar{r}+1}{\bar{r}+\frac{1}{2}}} \cdot k_f(\beta) \quad (3.47)$$

Um diese Differenzialgleichung lösen zu können, wird die Fließspannung für die Reibkraftberechnung an der Ziehringgrundung mit

$$k_{f,\text{linear}}(\beta) = \frac{\beta}{\alpha} \cdot k_{f,1} + k_{f,2} \quad (3.48)$$

als linear verlaufend angenommen, sodass die Energie erhalten bleibt. An der Ziehringgrundung ergibt sich nach dem Prinzip der virtuellen Arbeit die Reibkraft

$$\begin{aligned} F_{R,\text{Ziehr}} &= \int_A \left(\tau(\beta) \cdot \frac{\delta u}{\delta h} \right) dA \\ &= \frac{\mu}{(\mu-1)} \cdot \sqrt{\frac{\bar{r}+1}{\bar{r}+\frac{1}{2}}} \cdot \frac{\delta V}{\delta h} \cdot \left(\left(\frac{1}{2}\alpha + \frac{1}{(\mu-1)} \right) \cdot k_{f,1} + \alpha \cdot k_{f,2} \right) \end{aligned} \quad (3.49)$$

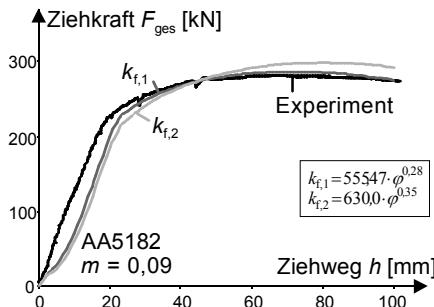
Dadurch ist es möglich, lokale Spannungsspitzen im Bereich der Ziehringgrundung abzubilden.

Ein Vergleich des analytisch berechneten mit dem experimentell ermittelten Ziehkraftverlauf ermöglicht die Anpassung der vorliegenden Reibung im Flansch und vor allem in der Ziehringgrundung.

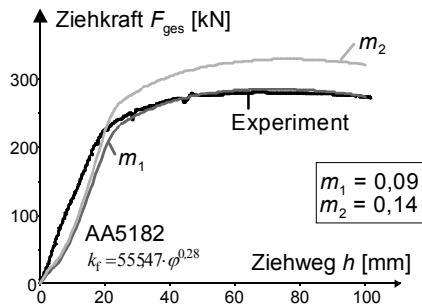
Darüber hinaus ist die Anpassung der Verfestigung des Werkstoffes möglich. Da die maximale Dehnung beim Tiefziehen die Gleichmaßdehnung des einachsigen Zugversuchs übersteigen kann, muss die hier aufgenommene Fließkurve extrapoliert werden.

Mithilfe des berechneten Ziehkraftverlaufes wird die Anpassung der Extrapolation der Fließkurve des einachsigen Zugversuchs auf den zweiachsigen Spannungszustand ermöglicht. Durch die Variation der Fließkurve ändert sich der Verlauf, durch Variation der Reibung die Lage der Ziehkraftkurve über dem Ziehweg (Abb. 3.20).

Anpassung der Verfestigung anhand der analytisch berechneten Ziehkraft



Anpassung des Reibwertes m anhand der analytisch berechneten Ziehkraft



Geometrie des untersuchten Rundnapfes:

Stempeldurchmesser $d_0 = 200 \text{ mm}$
Stempelkantenrundung $r_{\text{SI}} = 10,0 \text{ mm}$
Ziehringrundung $r_M = 12,0 \text{ mm}$
Ziehpalt $u_z = 1,2 \text{ mm}$

Werkstoff AA5182
Platinendurchmesser $D_0 = 420 \text{ mm}$
Blechdicke $s_0 = 1,2 \text{ mm}$
mittlere senkrechte Anisotropie $\bar{\tau} = 1,0925$
Ziehtiefe $h = 100 \text{ mm}$
Niederhalterkraft $F_{\text{NH}} = 100 \text{ kN}$

Abb. 3.20 Anpassung der Extrapolation der Fließkurve und des Reibkoeffizienten μ mithilfe der analytischen Ziehkraftberechnung

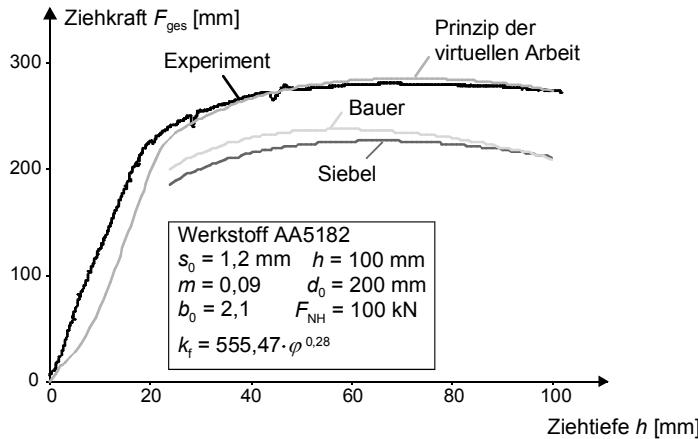


Abb. 3.21 Vergleich der gemessenen und der nach Siebel, Bauer sowie basierend auf dem „Prinzip der virtuellen Arbeit“ berechneten Ziehkraftverläufe

Fazit:

Die in Abb. 3.21 dargestellten Verläufe der gemessenen und der nach Siebel, Bauer bzw. basierend auf dem „Prinzip der virtuellen Arbeit“ berechneten Ziehkraftverläufe zeigen, dass es mit dem semi-analytischen Verfahren basierend auf dem „Prinzip der virtuellen Arbeit“ möglich ist, den Verlauf der Ziehkraft beim

Tiefziehen sehr genau anzunähern, wogegen die nach Berechnung nach Siebel bis zu 20 % abweicht. Mit dem semi-analytischen Verfahren nach kann auch sehr genau der Einfluss von r_{St} und r_m auf das Ziehergebnis berechnet werden.

3.2.4 Krafteinleitung beim Tiefziehen

3.2.4.1 Berechnung der übertragbaren Stempelkraft bzw. Bodenreißkraft F_{BR}

Die maximal übertragbare Stempel- bzw. Bodenreißkraft F_{BR} kann überschlägig mittels der folgenden Gleichung berechnet werden:

$$F_{BR} = \pi \cdot d_m \cdot s_0 \cdot R_m \quad \text{mit } d_m = d_0 + s_0 \quad (3.50)$$

Andererseits kann die Reißkraft bei festgehaltenem Flansch gemessen werden. Zur experimentellen Bestimmung der Bodenreißkraft F_{BR} wird der Flansch mit einem gerändelten Klemmring festgesetzt.

Es wird ein zurückgesetzter Stempel (Abb. 3.22) verwendet, so dass oberhalb der Bruchstelle am Auslauf der Stempelkantenrundung keine Reibkräfte übertragen werden. In der linken Bildhälfte ist der beginnende Tiefziehprozess und auf der rechten Bildhälfte der weiter fortgeschrittene Tiefziehprozess dargestellt.

In diesem Zusammenhang ist zu beachten, dass die maximal mögliche übertragbare Stempelkraft im Bereich der Stempelkantenrundung in die Zarge auftritt, wenn der Reißer am Auslauf der Stempelkante liegt. Reißer können in den vorzeitigen Reißer, den eigentlichen Reißer und den optimalen Reißer eingeteilt werden. Damit entspricht das Abreißen des Ziehteilbodens bei $\alpha = 90^\circ$ (optimaler Reißer) dem Zugversuch mit einem Rohr, wobei als einzige Störgröße eine gewisse Querkraft am Auslauf der Stempelkante vorhanden ist /Doe63/.

Im gerechneten und gemessenen Fall liegt also im Prinzip ein Zugversuch vor. Dennoch kann die gemessene Bodenreißkraft F_{BR} (gemessen) bis zum Faktor 1,55 größer sein als die berechnete Bodenreißkraft F_{BR} (berechnet). Dieser Unterschied wird durch den so genannten Reißfaktor a_R erfasst.

$$a_R = \frac{F_{BR}(\text{gemessen})}{F_{BR}(\text{gerechnet})} = \frac{F_{BR}(\text{gemessen})}{\pi \cdot d_m \cdot s_0 \cdot R_m} \quad (3.51)$$

Übliche Werte für den Reißfaktor a_R :

- DC04 (ST14): $a_R \approx 1,05$ bis 1,55,
- X5CrNi18.8 (1.4301): $a_R \approx 0,95$ bis 1,30,
- CuZn37F30 (Ms63): $a_R \approx 0,92$ bis 1,27,
- Al99F7: $a_R \approx 0,99$ bis 1,22.

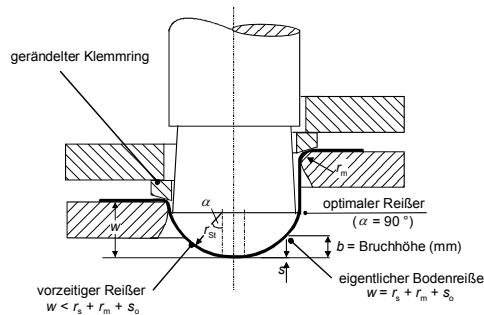


Abb. 3.22 Mögliche Versagensarten durch Reißen im Ziehteilboden

Die Gründe für den teilweise sehr großen α_R -Wert sind vielfältig und werden qualitativ im Folgenden dargestellt.

Stempelkantenradius:

Angenommen sei ein Halbkugelstempel. Wird eine ebene Platinen bei konstanter Blechdicke um die Stempelkantenrundung r_{St} gelegt und wird ferner angenommen, die Blechdicke s_0 bleibt konstant, dann kann aus der Volumenkonstanz die Verfestigung durch tangentiale Stauchung φ_t bestimmt werden (Abb. 3.23). Die tangentiale Stauchung φ_t am Auslauf der Stempelkantenrundung beträgt in diesem Fall 28 %. Bei kleineren Stempelkantenrundungen ergeben sich entsprechend kleinere Werte. Durch das Anlegen des Blechs an die Stempelkantenrundung während des Umformvorgangs ergibt sich je nach Fließkurve eine erhebliche Festigkeitssteigerung des Materials, wodurch die übertragbare Kraft erhöht wird.

Neben der Werkzeuggeometrie haben Werkstoffparameter wie z.B. der r - und n -Wert sowie die Lage des Reißers Einfluss auf die übertragbare Stempelkraft bzw. Bodenreißkraft.

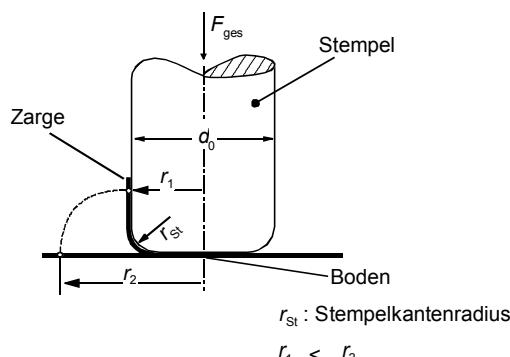


Abb. 3.23 Anlegen des Blechs an die Stempelkante

r-Wert:

Beim Blechwerkstoff DC05 (St15) wird beispielsweise $r = 1,7$ angegeben. Mit großem r -Wert steigt die übertragbare Stempelkraft, wogegen sich die Flanscheinzugskraft vermindert. Einzelheiten siehe Kapitel 3.4.6.

n-Wert:

Mit steigendem n -Wert wandert das Kraftmaximum nach hinten (vgl. Kap. 3.4.6), d.h., die Gefahr des Auftretens eines vorzeitigen Reißers wird stark vermindert. Das Blech ist in der Lage, selbst bei elliptischen Stempelkantenformen sich bis an den zylindrischen Teil des Ziehteilbodens anzuschmiegen, ohne vorher zu versagen.

Lage des Reißers:

Wie in Abb. 3.22 dargestellt, stellen sich verschiedene Versagensorte des Bodenreißers ein. Der vorzeitige Reißer tritt auf, noch bevor der Ziehteilboden ausgeformt ist. Daher ist die Kraftübertragung am geringsten. Die maximale Kraftübertragung ergibt sich beim optimalen Reißer. Dieses setzt im Allgemeinen einen großen μ -Wert zwischen Blech und Stempelkantenrundung (Grenzfall: gerändelte Stempelkantenrundung) oder alternativ einen großen n -Wert voraus. Durch diese vier Einflussgrößen, die hier nur qualitativ angesprochen worden sind, kann der große Unterschied zwischen der gemessenen und berechneten Bodenreißkraft erklärt werden. Der a_r -Wert ist allerdings nur beim Auftreten des optimalen Reißers reproduzierbar. Sobald sich der eigentliche Bodenreißer einstellt, ist die übertragbare Kraft kleiner als beim optimalen Reißer und es treten teilweise deutliche Schwankungen der Bodenreißkraft auf.

3.2.4.2 Mechanismus der Kraftübertragung durch den Ziehteilboden

Die durch den Boden des Ziehteils aufgenommene Last lässt sich nach Doege in die folgenden Komponenten zerlegen /Doe63/:

- Formanteil F_F ,
- Reibungsanteil F_{FR} ,
- Werkstoffanteil F_W .

Für die Darstellung der einzelnen Komponenten werden folgende Vereinfachungen gemacht:

- Die Blechdicke sei im Vergleich zum Stempeldurchmesser klein, so dass der Ziehteilboden als biegeschlaffe Schale betrachtet werden kann.
- Aus dem realen Blechdickenverlauf wird eine mittlere Blechdicke s_M gebildet, die wie die Fließspannung k in radialer Richtung im Boden des Ziehteils als konstant betrachtet wird: $s_c = s_m = \text{konstant}$, $k_f = K = \text{konstant}$.
- Der Werkstoff ist im Nachgleiten begriffen bzw. es erfolgt bereits ein Nachgleiten des Werkstoffs.
- Eine Kraftübertragung durch Reibung zwischen Zarge und Stempelschaft wird vernachlässigt.

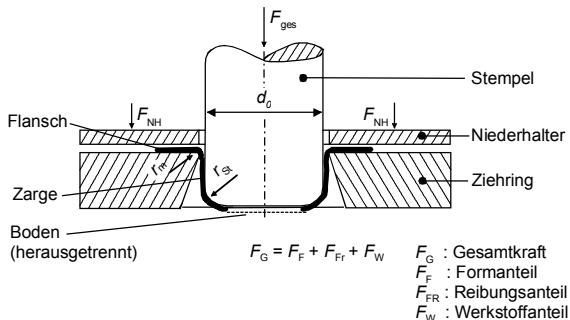


Abb. 3.24 Mechanismus der Kraftübertragung

Formanteil F_F

Hierbei sei angenommen, dass der ebene Grund des Ziehteilbodens herausgetrennt wäre (Abb. 3.24). Auch in diesem Fall ist eine Kraftübertragung möglich. Die Größe der übertragbaren Kraft hängt von der Form bzw. Krümmung der Umhüllenden dieses Bodenbereichs ab, welcher ähnlich einem Aufdornungsprozess aufgeweitet wird. Es ergibt sich die Endformel:

$$F_F = 2 \cdot \pi \cdot s_C \cdot k \cdot \int_{\alpha}^{\frac{\pi}{2}} \sin(\arctan(\cos \alpha)) \cdot d\alpha \quad (3.52)$$

Reibungsanteil:

Der Reibungsanteil ist neben der Normalspannung σ_n vom Reibungskoeffizienten μ zwischen Blech und Stempelkantenrundung abhängig. Für ein Flächenelement dF gilt (Abb. 3.25):

$$dF_{\text{Fr}} = \mu \cdot \sigma_n \cdot dF \quad (3.53)$$

sowie

$$dF = r_{\text{St}} \cdot (r_l + r_{\text{St}} \cdot \sin \alpha) \cdot d\beta \cdot d\alpha \quad (3.54)$$

Aufgrund der Annahme einer biegeschlaffen Schale gilt zudem für die Normalspannung σ_n :

$$\sigma_n = \frac{\sigma_r \cdot s_C}{r_r} + \frac{\sigma_t \cdot s_C}{r_t} \quad (3.55)$$

wobei

$$r_t = r_s \quad (3.56)$$

und

$$r_t = \frac{r_l + r_s \cdot \sin \alpha}{\sin \alpha} \quad (3.57)$$

Somit ergibt sich für die Normalspannung:

$$\sigma_n = \frac{\sigma_r \cdot s_C}{r_s} + \frac{\sigma_t \cdot \sin \alpha \cdot s_C}{r_l + r_s \cdot \sin \alpha} \quad (3.58)$$

Der Reibungsanteil ergibt sich somit zu:

$$dF_{FR} = \mu \cdot s_C \cdot \frac{\sigma_{re} + K \cdot r_s \cdot \sin \alpha}{r_l + r_s \cdot \sin \alpha} \cdot (r_l + r_s \cdot \sin \alpha) \cdot d\alpha \cdot d\beta \quad (3.59)$$

bzw.

$$F_{FR} = 2 \cdot \pi \cdot s_C \cdot \mu \cdot r_s \cdot \left[\sigma_{re} \cdot \left(\frac{r_l}{r_s} \cdot \alpha - \cos \alpha \right) - K \cdot \cos \alpha \right]_{\alpha}^{\frac{\pi}{2}} \quad (3.60)$$

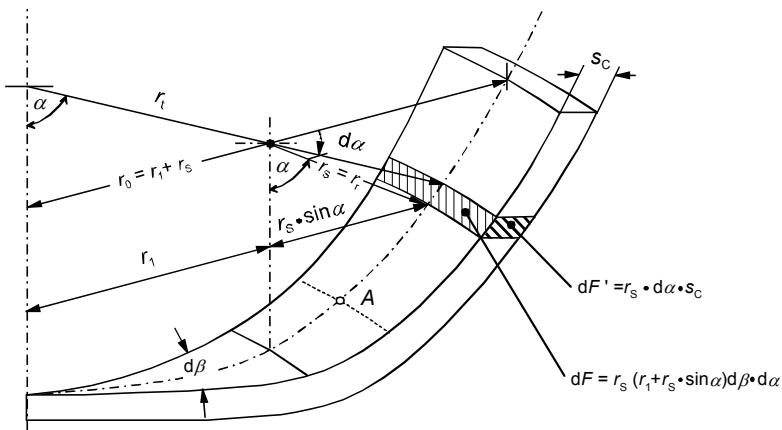


Abb. 3.25 Betrachtetes Bodenelement

Werkstoffanteil

Der Werkstoffanteil berücksichtigt neben der lokal wirkenden Festigkeit den Querschnitt des jeweils betrachteten Breitenkreises. Es folgt somit direkt:

$$F_W = 2 \cdot \pi \cdot s_C \cdot r_S \cdot \left(\frac{r_1}{r_S} + \sin \alpha \cdot K \right) \quad (3.61)$$

Bei $\alpha = 90^\circ$ und einem Halbkugelstempel $r_S = d_0/2$ wird $r_1 = 0$ und $\sin \alpha = 1$ und mit $K = R_m$ bzw. $s_C = s_0$ folgt:

$$F_W = 2 \cdot \pi \cdot s_0 \cdot r_S \cdot (0+1) \cdot k_{fm} = \pi \cdot d_m \cdot s_0 \cdot R_m \quad (3.62)$$

Wenn $s_C = s_0$, dann hat in normaler Richtung keine Formänderung stattgefunden. Damit wird $K = R_m$ und die Endbeziehung lautet unter den gemachten Annahmen:

$$F_W = 2 \cdot \pi \cdot s_0 \cdot r_S \cdot (0+1) \cdot R_m = \pi \cdot d_m \cdot s_0 \cdot R_m \quad (3.63)$$

Diese Gleichung ist identisch mit Gleichung (3.50). Damit ist

$$F_W = F_{Br} = \pi \cdot d_m \cdot s_0 \cdot R_m \quad (3.64)$$

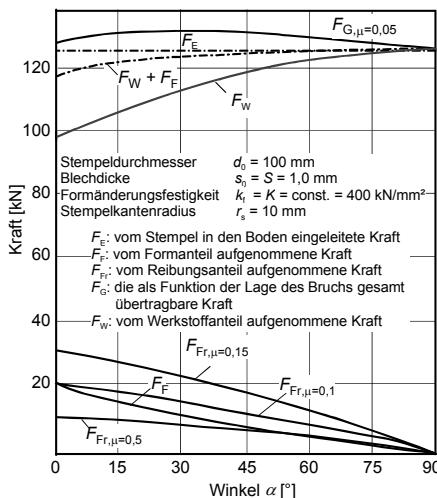


Abb. 3.26 Kraftanteile der Werkstoff-, Form- und Reibungskomponente über der Abwicklung der Stempelkantenrundung, $r_S = 10$ mm

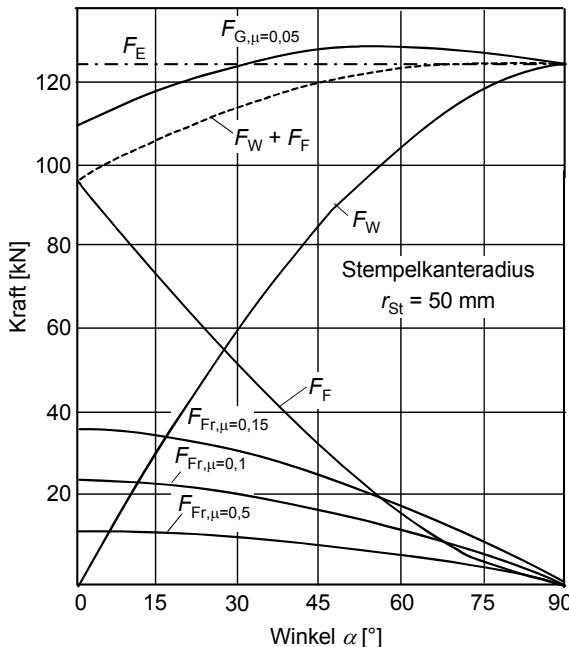


Abb. 3.27 Kraftanteile der Werkstoff-, Form- und Reibungskomponente über der Abwicklung der Stempelkantenrundung, $r_{St} = 50 \text{ mm}$

Für die Stempelkantenrundung $r_S = 10 \text{ mm}$ (Abb. 3.26) und die Stempelkantenrundung $r_S = 50 \text{ mm}$ (Abb. 3.27) sind die Verläufe der oben erläuterten Kraftkomponenten sowie der in den Stempelboden eingeleiteten Kraft F_{ges} dargestellt.

Fazit:

In der Praxis sind vergleichsweise kleine Stempelkantenrundungen (z.B. $r_S = 5 \text{ mm}$ bis $r_S = 30 \text{ mm}$) üblich, allerdings jeweils relativ zur Werkzeuggröße gesehen. Der Verlauf der Kraftanteile über der Stempelkantenrundung ist in Abb. 3.27 gezeigt. Den größten Anteil übernehmen die Form- und die Werkstoffkomponenten.

Bei $\alpha = 90^\circ$ (Auslauf der Stempelkantenrundung) entspricht ihre Summe der in den Boden eingeleiteten Kraft F_{ges} . Es ist plausibel, dass an dieser Stelle die Reibung keinen Einfluss mehr hat. Bei einem μ -Wert von $\mu = 0,05$ erreicht die Gesamtkraft F_{ges} ihrem Maximalwert bei etwa $\alpha = 50^\circ$ (Abb. 3.27).

Demnach müsste immer der optimale Reißer auftreten. Die Praxis zeigt aber, dass insbesondere bei kleinen Stempelkantenradien ganz dominierend der eigentliche Bodenreißer auftritt, d.h., der Reißer liegt bei $\alpha = 30^\circ$ bis $\alpha = 50^\circ$. Als eine Ursache kann die Verfestigung aufgrund der tangentialen Stauchung im Bodenbereich gesehen werden. Diese erreicht im Bereich der Stempelkante ihren maximalen Wert am Auslauf der Stempelkante.

Weitere Erklärungen könnten abgeleitet werden aus:

- einer Analyse des n - und r -Wertes in Bezug auf die gegebenen Formänderungen,
- der Größe des Querdruckverlaufs über der Stempelkantenrundung und
- der Rissinitialisierung durch den jeweils kleinsten Radius an der Ziehring- bzw. Stempelkante (Abb. 3.7).

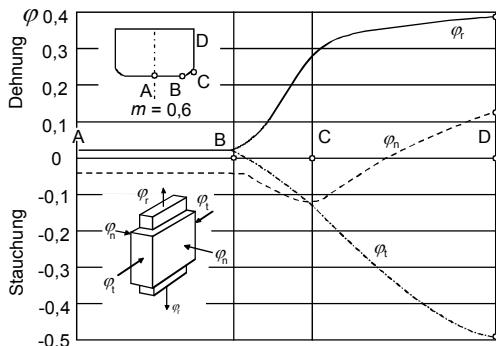
3.2.5 Verlauf der örtlichen Formänderungen

In Abb. 3.28 ist der Verlauf der örtlichen Formänderungen a) und der sich hieraus ergebenden Blechdickenverläufe b) eines rotationssymmetrischen Ziehteils dargestellt.

Im Bereich des Ziehteilbodens treten geringe radiale Dehnungen auf, welche zu einer Blechdickenverringerung führen. Die tangentialem Formänderungen im Bodenbereich entsprechen betragsmäßig ungefähr der radialen Dehnung. Im Bereich der Stempelkante ist eine sich aus den betragsmäßig steigenden radialen und tangentialem Formänderungen ergebende negative Formänderung zu verzeichnen, die mit einer weiteren Reduzierung der Blechdicke einhergeht. Im Bereich der Mantelfläche des Ziehteils hat der asymptotische Verlauf der radialen Formänderung in Verbindung mit der betragsmäßig stetig wachsenden negativen tangentialem Formänderung zur Folge, dass die Formänderung in der Blechdicke einen positiven Verlauf aufweist, aus dem schließlich eine Blechdickenzunahme resultiert.

Sobald die tangentialem Formänderungen die radialen Formänderungen übersteigen, treten positive normale Formänderungen in der Blechdicke auf, welche sich in einer Zunahme der Blechdicke über die Ausgangsblechdicke hinaus zeigen.

a) Verlauf der Formänderungen



b) Blechdickenverlauf

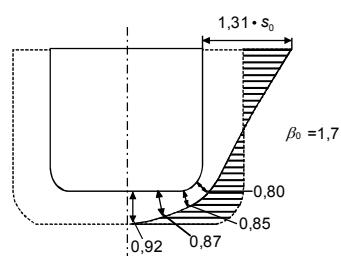


Abb. 3.28 Verlauf der örtlichen Formänderungen über der Abwicklung eines Ziehteils (links) und Blechdickenänderungen am fertigen Ziehteil (rechts)

3.2.6 Berücksichtigung des Anstiegs der Kaltverfestigung im Ziehteilflansch

In den Berechnungsansätzen nach Siebel /Sie54/ wurde die auftretende Kaltverfestigung des Werkstoffs im Ziehteilflansch durch den k_{fm} -Wert berücksichtigt.

Während des Umformprozesses ist jedoch ein Anstieg der Kaltverfestigung zu beobachten (Abb. 3.29). Ein Maß für die zunehmende Verfestigung ist die Fließspannung oder die Formänderungsfestigkeit /Bau91/. Der Zusammenhang zwischen Fließspannung k_f und Umformgrad φ wird in der Fließkurve dargestellt. Unter der Voraussetzung eines ebenen Formänderungszustands kann die Formänderung nach Levi, Huber und v. Mises wie folgt berechnet werden /Len82/:

$$\varphi = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left(\frac{\sqrt{R_0^2 - R_a^2 + r^2}}{r} \right), \quad (3.65)$$

wobei R_0 der Rondenausgangsradius, R_a der momentane Flanschradius und r die Radiuskoordinate des betrachteten Flanschpunktes ist (Abb. 3.29, rechts).

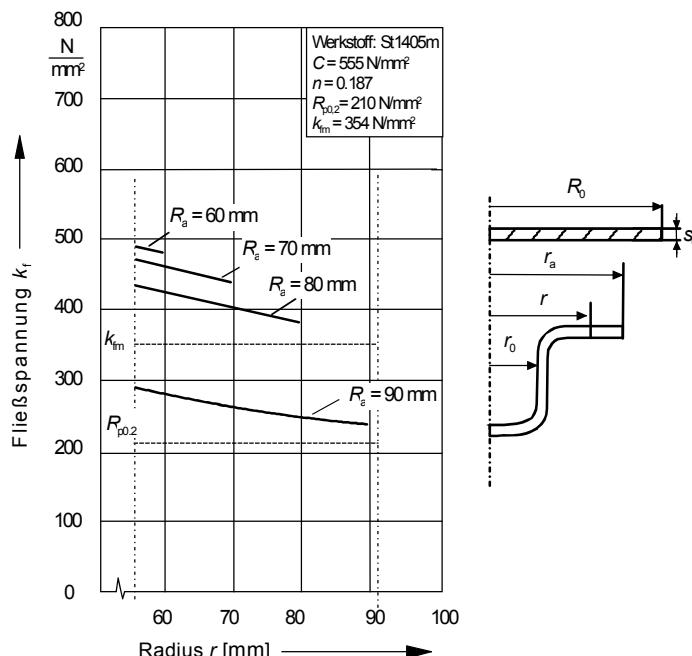


Abb. 3.29 Anstieg der Fließspannung im Ziehteilflansch in Abhängigkeit vom Radius /Bau91/

Eingesetzt in die Nadaische Potenzfunktion $k_f = a \cdot \varphi^n$ folgt:

$$k_f = a \left[\frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left(\frac{\sqrt{R_0^2 - R_a^2 + r^2}}{r} \right) \right] \quad (3.66)$$

Es folgt für die Radialspannung mit Levi, Huber und v. Mises das Integral:

$$\int d\sigma_r = -\frac{2}{\sqrt{3}} \int \frac{1}{r} k_f dr \quad (3.67)$$

Gl. (3.66) eingesetzt in Gl. (3.67):

$$\int d\sigma_r = -\frac{2}{\sqrt{3}} \int \frac{1}{r} a \cdot \left[\frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left(\frac{\sqrt{R_0^2 - R_a^2 + r^2}}{r} \right) \right]^n dr \quad (3.68)$$

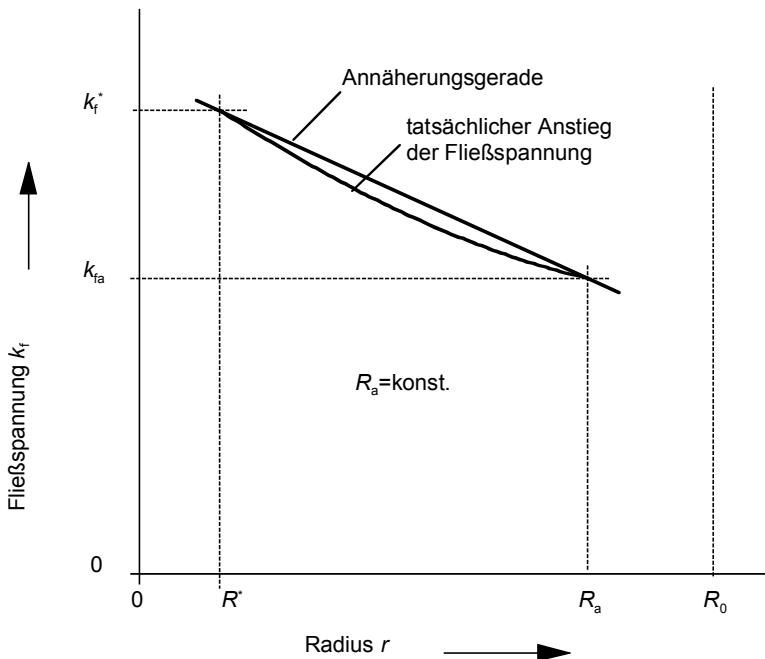


Abb. 3.30 Annäherung des Kaltverfestigungsanstiegs im Ziehteilflansch /Bau91/

3.2.7 Einfluss Fließkurvenlage auf das Grenzziehverhältnis

Unter der Voraussetzung eines isotropen Werkstoffs und eines optimalen Reißers gilt der im Folgenden beschriebene Ansatz:

$$k_f = c \cdot \varphi^n \quad (3.69)$$

k_f : Formänderungsfestigkeit

φ : Formänderung

n : Verfestigungsexponent

Mit $c = k_f$ bei $\varphi = 1$ folgt:

$$c = R_m \cdot \left(\frac{e}{n} \right)^n \text{ bzw. } k_f = R_m \cdot \left(\frac{e}{n} \right)^n \cdot \varphi^n \quad (3.70)$$

Weiterhin gilt für die Radialspannung

$$\sigma_r = \int_{r=\frac{d_0}{2}}^{\frac{D}{2}} k_f \cdot \frac{dr}{r} + k \quad (3.71)$$

wobei $k = C \cdot R_m$ der Reibungsanteil im Kraftmaximum sei.

$$\sigma_r = R_m \cdot \left(\frac{e}{n} \right)^n \cdot \int_{r=\frac{d_0}{2}}^{\frac{D}{2}} k_f \cdot \frac{dr}{r} + C \cdot R_m \quad (3.72)$$

a_R : Reißfaktor = 1,0 bis 1,4

$$a_R = \frac{F_{BR}}{F'_R} = \frac{\text{gemessene effektive Reißkraft}}{\text{berechnete fiktive Reißkraft}} \quad (3.73)$$

$$F_R' = a_R \cdot R_m \cdot A' \quad (3.74)$$

$$F_R' = R_m \cdot A' \quad (3.75)$$

$$A' = \pi \cdot (d_0 + s_0) \cdot s_0 \quad (3.76)$$

Es folgt mit

$$\sigma_r = a_R \cdot R_m \quad (3.77)$$

$$a_R \cdot R_m = R_m \cdot \left(\frac{e}{n} \right)^n \cdot \int_{r=\frac{d_0}{2}}^{\frac{D}{2}} k_f \cdot \frac{dr}{r} + C \cdot R_m \quad (3.78)$$

Bei $\beta_0 = \beta_{0,\max}$ (vgl. Kap. 3.4.1 und Kap. 3.4.2) gilt mit $\sigma_R =$ Reißspannung weiterhin $\sigma_r = \sigma_R$.

$$a_R = \left(\frac{e}{n} \right)^n \cdot \int_{r=\frac{d_0}{2}}^{\frac{D}{2}} k_f \cdot \frac{dr}{r} + C = \int \frac{dr}{r} = \ln \frac{R}{r} = \ln \beta \quad (3.79)$$

Fazit:

R_m hat keinen Einfluss auf das Grenzziehverhältnis. Dahingegen haben der r -Wert und der n -Wert (vgl. Kap. 3.2.4.1) sowie der Reibwert (vgl. Kap. 2.6) einen entscheidenden Einfluss auf das Grenzziehverhältnis.

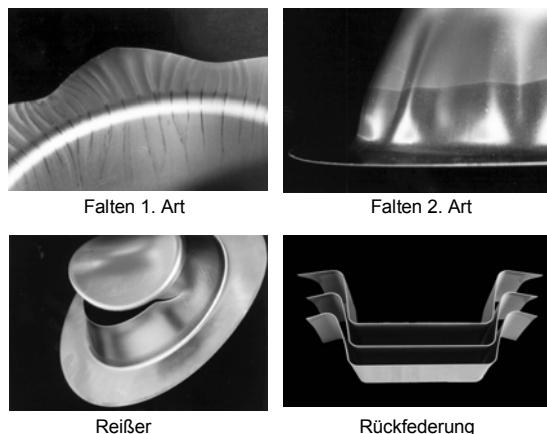


Abb. 3.31 Die wichtigsten Versagensfälle beim Tiefziehen /Sim89/

3.2.8 Versagensarten

In Abb. 3.31 sind die wichtigsten Versagensfälle beim Tiefziehen anhand verschiedener Ziehteile dargestellt. Bei der Versagensart Falten unterscheidet man zwischen Falten 1. und 2. Art. Falten 1. Art bilden sich im Flanschbereich unter tangentialen Druckspannungen aus.

Im Bild links oben ist zu erkennen, dass die Falten 1. Art über die Ziehringrundung in die Ziehteilzarge gezogen werden. Bei hinreichend großer Radialspannung und kleiner Ziehkantenrundung r_m kommt es zu einer Einglätzung der Falten 1. Art.

Im Unterschied dazu bilden sich Falten 2. Art in den Bereichen der freien Umformzonen, wie sie z.B. zwischen Ziehring und Stempel vorhanden sind (Bild rechts oben). Unter freien Umformzonen versteht man Bereiche des Ziehteils, die im Verlauf des Ziehprozesses, unter Umständen auch nur zeitweise keinen Kontakt mit den Werkzeugaktivflächen haben. Große Stempel- und Ziehkantenrundungen begünstigen diese Fehlerart genau so wie ein großer Ziehpalt, ein kleiner n -Wert, ein kleines Ziehverhältnis β_0 sowie ein konischer Stempelboden.

Im Bild links unten ist ein auftretender Reißer dargestellt. Dieser befindet sich in der Regel im Bereich des Stempelkantenauslaufs. Dieser ist während der Umformung am stärksten belastet. Aufgrund der mit der plastischen Verformung einhergehenden elastischen Dehnungsanteile treten zudem Rückfederungseffekte auf, wie im Bild rechts unten dargestellt ist.

3.2.9 Einflussgrößen auf das Tiefziehergebnis

Für eine systematische Erfassung des Tiefziehvorgangs ist eine detaillierte Kenntnis der Einflussgrößen auf das Tiefziehergebnis erforderlich. Diese Größen lassen sich nach Abb. 3.33 in Einflussgrößen 1. und 2. Ordnung gliedern /Doe84/.

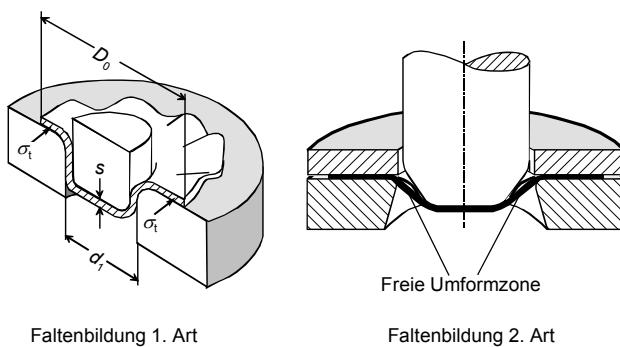


Abb. 3.32 Faltenbildung

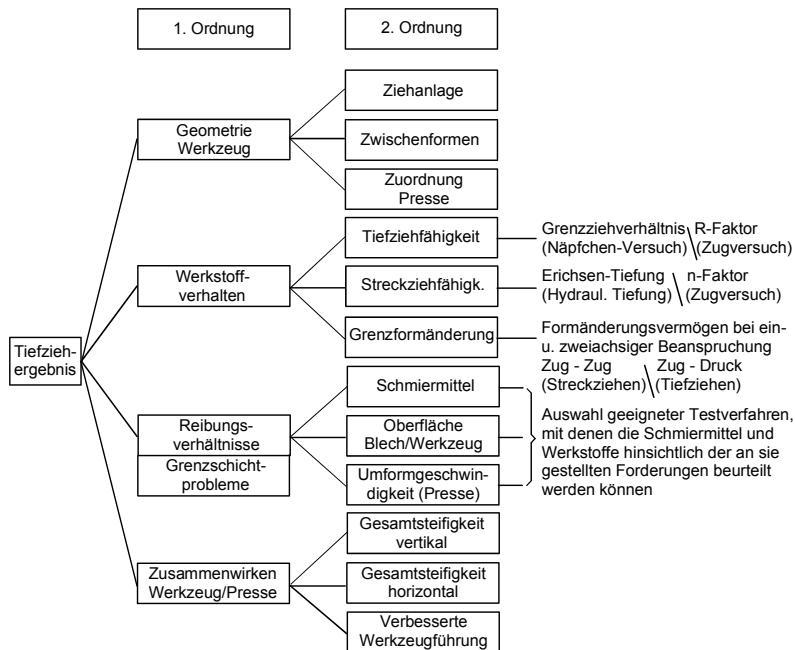


Abb. 3.33 Einflussgrößen auf das Tiefziehergebnis

3.2.10 Ermittlung des Arbeitsbereichs (Gutteilfenster)

Ein Gutteilfenster beschreibt den Arbeitsbereich zur Durchführung eines fehlerfreien Umformprozesses (Abb. 3.34). Eine optimale konstante Niederhalterkraft $F_{NH,opt}$ wird so ausgewählt, dass das Grenzziehverhältnis $\beta_{0,max}$ bzw. das fiktive Grenzziehverhältnis $\beta_{f0,max}$ erreicht wird.

Für die experimentelle Ermittlung des Gutteilfensters sind mindestens zwei unterschiedliche Ziehverhältnisse β_1 und β_2 erforderlich. Die Grenzwerte der Niederhalterkraft für Reißer und Falten werden iterativ durch Ziehversuche ermittelt. Werden nun die Grenzwerte für die Versagensarten verbunden, so kann das Gutteilfenster für die Niederhalterkraft F_{NH} in Abhängigkeit des Ziehverhältnisses β_0 bzw. des fiktiven Ziehverhältnisses β_{f0} (s. Kap. 3.4.1 und Kap. 3.4.2) bestimmt werden.

Das Gutteilfenster kann rechnerisch abgeschätzt werden. Über die erforderliche Niederhalterkraft wurden zahlreiche Ansätze sowohl für rotationssymmetrische Ziehteile /Sie54, Sen56, Gel61, Mei82, Zue85/ als auch für rechteckige Ziehteile /Dut61, Som86, Sto96/ erstellt. Im Folgenden wird ein Berechnungsbeispiel mit Ansätzen nach Siebel und Doege zur Ermittlung des Gutteilfensters bei einem rotationssymmetrischen Ziehteil dargestellt.

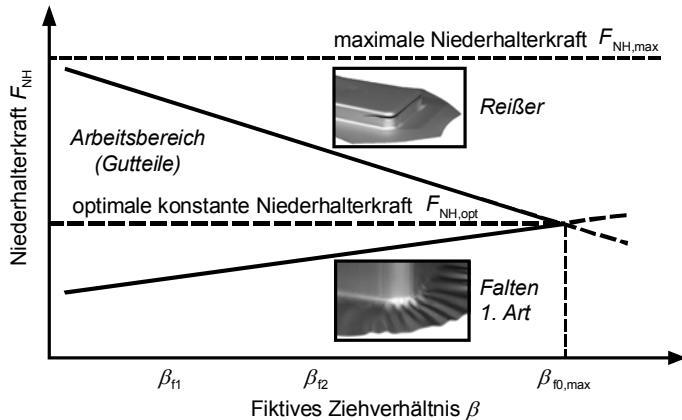


Abb. 3.34 Prinzipielle Darstellung des Arbeitsbereiches (Gutteilfenster)

Theoretische Überlegungen über den Zusammenhang von Faltenbildung und Niederhalterdruck wurden erstmals von Siebel /Sie54/ angestellt, um daraus den erforderlichen Niederhalterdruck $p_{NH,Siebel}$ zu ermitteln. Der erforderliche Niederhalterdruck $p_{NH,Siebel}$ entspricht der Faltengrenze bei einem Ziehverhältnis von β_0 .

$$p_{NH,Siebel} = 0,002 \dots 0,003 \cdot \left[(\beta_0 - 1)^2 + 0,5 \frac{d_0}{100 \cdot s_0} \right] \cdot R_m \quad (3.80)$$

- β_0 : Ziehverhältnis
- d_0 : Stempeldurchmesser
- s_0 : Ausgangsblechdicke
- R_m : Zugfestigkeit

Mit dem erforderlichen Niederhalterdruck $p_{NH,Siebel}$ und der im Flanschbereich liegenden Fläche $A_{Flansch}$ des Zuschnitts kann die Niederhalterkraft F_{NH} für die Faltengrenze berechnet werden.

$$F_{NH,Falten} = p_{NH,Siebel} \cdot A_{Flansch} \quad (3.81)$$

Die Niederhalterkraft $F_{NH, Reißer}$, bei der ein Reißer auftritt, kann aus der Bruchkraft F_{BR} Gl. (3.83) nach Doege /Doe63/ und der Gesamtkraft F_{ges} Gl. (3.84) nach Siebel /Sie56/ für ein Ziehverhältnis β_0 abgeschätzt werden. Ein Reißer entsteht, wenn die Gesamtkraft F_{ges} etwa gleich bzw. größer als die Bruchkraft F_{BR} ist /Doe71/ Gl. (3.82).

$$F_{BR} \leq F_{ges} \quad (3.82)$$

mit

$$F_{BR} = a_R \cdot \pi \cdot d_m \cdot s_0 \cdot R_m \quad (3.83)$$

$$F_{ges} = F_{id} + F_{rb} + F_{RN} + F_{RZ} \quad (3.84)$$

F_{id} : Ideelle Umformkraft

F_{rb} : Rückbiegekraft

F_{RZ} : Reibkraft an der Ziehringgrundung

F_{RN} : Reibkraft zwischen Ziehring und Niederhalter

$$F_{id} = \pi \cdot d_m \cdot s_0 \cdot 1,1 \cdot k_{fm} \cdot \ln \frac{D}{d_0} \quad (3.85)$$

$$F_{rb} = \pi \cdot d_m \cdot s_0^2 \cdot \frac{k_{fl}}{4 \cdot r_M} \quad (3.86)$$

$$F_{RN} = 2 \cdot \mu_{NH} \cdot F_{NH} \cdot \frac{d_0}{D} \quad (3.87)$$

$$F_{RZ} = (e^{\mu_Z \alpha} - 1) \cdot (F_{id} + F_{RN}) \quad (3.88)$$

Löst man die Gl. (3.87) nach der Niederhalterkraft F_{NH} auf, ergibt sich daraus die Niederhalterkraft $F_{NH,Reißer}$ für Reißer bei einem Ziehverhältnis von β_0 .

$$F_{NH,Reißer} = \frac{D \cdot}{2 \cdot \mu_{NH} \cdot d_0 \cdot e^{\mu_Z \alpha}} \cdot (F_{BR} - e^{\mu_Z \alpha} \cdot F_{id} - F_{rb}) \quad (3.89)$$

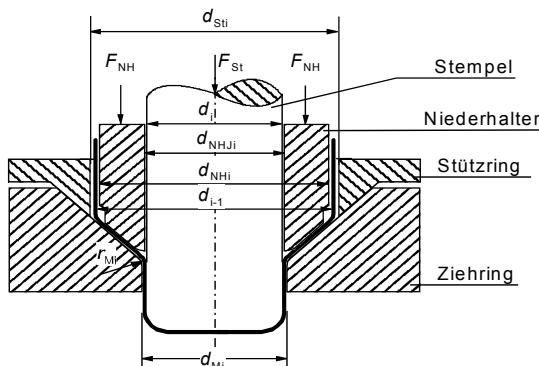


Abb. 3.35 Tiefziehen im Weiterschlag /Moe69/

3.3 Tiefziehen im Weiterschlag

Werden an den ersten Zug, den Anschlagzug, noch weitere Züge angeschlossen, spricht man vom Ziehen im Weiterschlag. Das Gesamtziehverhältnis setzt sich multiplikativ zusammen:

$$\beta_{\text{ges}} = \beta_0 \cdot \beta_1 \cdot \beta_2 \cdot \dots \cdot \beta_{n-1} \quad (3.90)$$

n: Anzahl der Züge

Ohne Zwischenglühen lässt sich bei Tiefziehblechen ein Gesamtziehverhältnis $\beta_{\text{ges}} = 6,5$ erreichen, während man beim Tiefziehen im Anschlag lediglich ein Grenzziehverhältnis von bis zu $\beta_{0,\text{max}} = 2,2$ erreicht.

3.4 Blechprüfverfahren

In der Blechprüfung steht die Ermittlung der mechanischen Eigenschaften von Blechen sowie deren Streck- und Tiefziehfähigkeit im Vordergrund. Grundsätzlich kann zwischen verfahrensgebundenen und verfahrensungebundenen Kennwerten unterschieden werden. Bei den verfahrensgebundenen Kennwerten wird das Ergebnis durch die Parameter der Prüfeinrichtung beeinflusst.

In Tabelle 3.1 ist die Einteilung der Kennwerte in verfahrensgebundene und verfahrensungebundene Kennwerte dargestellt. Die Verfahren werden in den folgenden Kapiteln erläutert.

Tabelle 3.1 Einteilung der Prüfverfahren

Versuch	Verfahrensgebundene Kennwerte		Versuch	Verfahrensungebundene Kennwerte	
	Kennwert	Zweck		Kennwert	Zweck
Näpfchen-prüfung nach Swift	Grenz-ziehver-hältnis $\beta_{0,\text{max}}$	Abnahmeprüfung	Engel-hardt-Test	Tiefzieh-sicherheit T	Tiefziehfähigkeit
Näpfchen-prüfung nach Schmidt	Grenz-ziehver-hältnis $\beta_{0,\text{max}}$	Abnahmeprüfung	Zug-versuch	Anisotropie r , Verfestigungs exponent n	-Tiefzieh-fähigkeit r -Streckzieh-fähigkeit n
Erichsen-versuch	Erichsen-tiefung IE	Abnahmeprüfung	Kreuzzug-versuch	$R_m^{\#}$	Kreuzzug-festigkeit (ebener Dehnungszustand)

3.4.1 Näpfchenprüfung nach Swift

Bei der Näpfchenprüfung nach Swift handelt es sich um eine Tiefziehprüfung /Chu52, Swi39/. Sie kann zum Vergleich von Werkstoffchargen bei der Abnahmeprüfung eingesetzt werden. Der Versuchsaufbau besteht aus einem flachen rotationssymmetrischen Stempel, Ziehring und Niederhalter, siehe Abb. 3.36.

Durch eine stufenweise Erhöhung des Rondendurchmessers D_0 wird das Grenzziehverhältnis $\beta_{0,\max}$ bestimmt. Für rotationssymmetrische Ziehteile bezeichnet das Grenzziehverhältnis $\beta_{0,\max}$ das Ziehverhältnis des größtmöglichen Rondendurchmessers D_0 , der ohne Versagen ziehbar ist:

$$\beta_{0,\max} = \frac{D_{0,\max}}{d_0} \quad (3.91)$$

d_0 : Stempeldurchmesser, üblicherweise 32 mm und 50 mm

$D_{0,\max}$: maximal ohne Versagen ziehbarer Rondendurchmesser

Der Index 0 des Grenzziehverhältnisses $\beta_{0,\max}$ zeigt in diesem Zusammenhang an, dass es sich um das Grenzziehverhältnis des Erstzugs handelt. Beim Tiefziehen im Weiterschlag erhöht sich dieser Index für die jeweilige Stufe.

Kennwert $\beta_{0,\max}$

Das Grenzziehverhältnis $\beta_{0,\max}$ wird stark durch die Reibung beeinflusst. Der Reibanteil an der Gesamtkraft ist bei einem großen Ziehteil (Stempeldurchmesser 1.200 mm) ca. 3-mal größer als der Umformanteil.

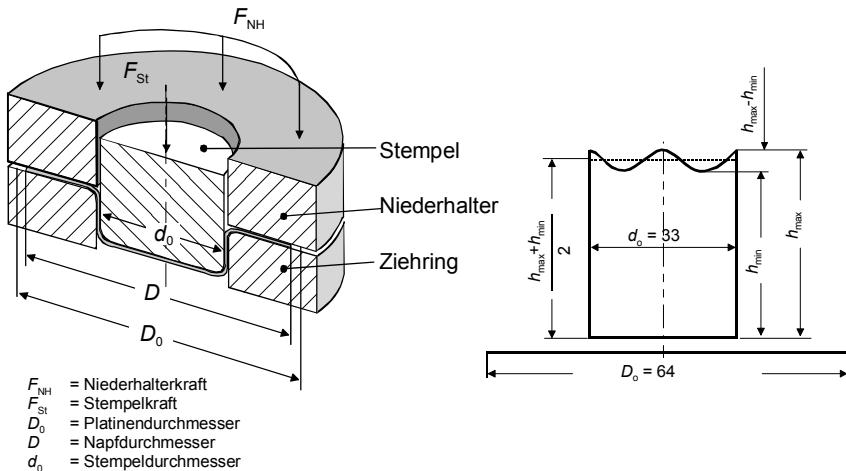


Abb. 3.36 Näpfchen-Prüfung nach Swift

Das führt zu einem extremen Abfall des Grenzziehverhältnisses $\beta_{0,\max}$ von 2,1 bei einem Durchmesser $d_0 = 100$ mm auf etwa 1,35 bei einem Durchmesser von $d_0 = 1.200$ mm. Hieraus wird deutlich, dass das Grenzziehverhältnis stark durch die Größe des Ziehteils beeinflusst wird.

Zipfelbildung

Bei zylindrischen Ziehteilen aus weichen Tiefziehblechen treten, aufgrund des anisotropen Materialverhaltens, längs und quer zur Walzrichtung in einem Winkelabstand von $\alpha = 90^\circ$ stärkere Dehnungen auf. Diese Erscheinung wird als Zipfelbildung bezeichnet (Abb. 3.36, rechts). Der Näpfchen-Versuch erlaubt es, dieses Verhalten zu erkennen.

Die Zipfelbildung ist unerwünscht, da die Zipfel in der Regel nach der Umformoperation entfernt werden müssen. Die Zipfligkeit Z ist definiert als:

$$Z = \frac{h_{\max} - h_{\min}}{\frac{1}{2}(h_{\max} + h_{\min})} \quad (3.92)$$

3.4.2 Ermittlung des Grenzziehverhältnisses nach Schmidt

Neben der Näpfchenprüfung nach Swift kann auch die Näpfchenprüfung nach Schmidt zur Ermittlung des Grenzziehverhältnisses herangezogen werden /Sch29/. Auch der Versuchsaufbau bei der Prüfung nach Schmidt besteht aus einem rotationssymmetrischen Stempel, Ziehring und Niederhalter.

Schmidt geht davon aus, dass eine lineare Abhängigkeit zwischen dem Logarithmus des Probendurchmessers und der maximalen Ziehkraft besteht. Bestimmt man für zwei Proben unterschiedlichen Durchmessers D_0 die maximale Ziehkraft $F_{Z,\max}$, ergibt sich die Gerade $F_{Z,\max} = f(\log D_0)$, Abb. 3.37.

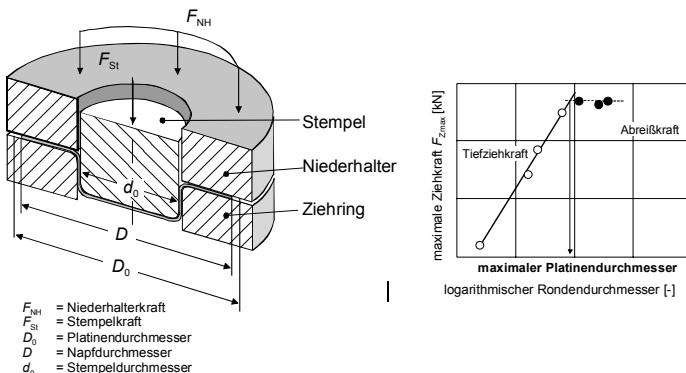


Abb. 3.37 Bestimmung des Grenzziehverhältnisses nach Schmidt

Die Abreißkraft erhält man, indem eine Probe mit einem Durchmesser, der größer als der maximale Probendurchmesser ist, tiefgezogen wird. Der Schnittpunkt dieser Geraden für die maximale Ziehkraft mit der Geraden für die Bodenreißerkraft ergibt den maximalen Probendurchmesser $D_{0,\max}$.

3.4.3 Ziehverhältnis nach Dutschke für nichtrotatorische Geometrien

Bei rechteckiger Ziehteilgeometrie können die Zuschnittsfläche und der Stempelquerschnitt nach Dutschke /Dut61/ in flächengleiche Kreise umgewandelt werden, deren Durchmesser das äquivalente Ziehverhältnis β_{f0} bestimmen. Danach ist dann:

$$\beta_{f0} = \frac{D_{f0}}{d_{f0}} = \sqrt{\frac{\frac{4}{\pi} \cdot A_0}{\frac{4}{\pi} \cdot A_{st}}} \quad (3.93)$$

D_{f0} : äquivalenter Platinendurchmesser

A_0 : Platinenfläche

d_{f0} : äquivalenter Stempeldurchmesser

A_{st} : Stempelfläche

3.4.4 Erichsen-Prüfung nach ISO20482

Neben dem Grenzziehverhältnis $\beta_{0,\max}$ gehört auch die Erichsentiefe IE zu den verfahrensgebundenen Kennwerten. Bei der Erichsen-Prüfung wird das Blech zwischen Niederhalter und Matrize eingeklemmt, so dass der Blechwerkstoff nicht mehr nachfließen kann. Anschließend wird die Probe durch eine Kugelkalotte bis zum Auftreten eines Risses ausgebeult, Abb. 3.38.

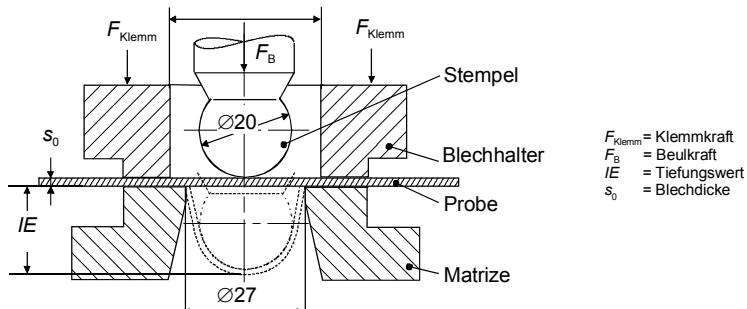


Abb. 3.38 Schematische Darstellung der Erichsen Prüfung

Kennwert IE:

Der Tiefungskennwert IE nach Erichsen war als Maß für die Streckziehfähigkeit von Blechen gedacht. Dies ist jedoch nur begrenzt möglich, da der maximale Tiefungswert von der Blechdicke abhängig ist. Wie aus Abb. 3.39 hervorgeht, nimmt die Beultiefe mit steigender Blechdicke zu. Der Grund hierfür ist der hydrostatische Druck:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (3.94)$$

Mit steigendem σ_m nimmt das Formänderungsvermögen eines Werkstoffes zu. Damit ist die Erichsen-Tiefung überwiegend geeignet zur Abnahme von Werkstoffen, d.h., es kann verglichen werden, ob sich der neu bestellte Werkstoff im Hinblick auf seine Streckziehfähigkeit in etwa so wie der bisher verwendete Werkstoff verhält.

3.4.5 Engelhardt-Test

Der Engelhardt-Test /Eng59/ gehört zu den verfahrensungebundenen Prüfverfahren. Bei diesem Prüfverfahren wird eine rotationssymmetrische Blechprobe durch einen Schneidziehring ausgeschnitten und anschließend bis zum Kraftmaximum tiefgezogen. Nach Erreichen des Kraftmaximums wird die Blechonde weiter umgeformt. Anschließend wird durch Festklemmen des Flansches mittels des inneren Niederhalters der Bodenreißer eingeleitet (Abb. 3.40).

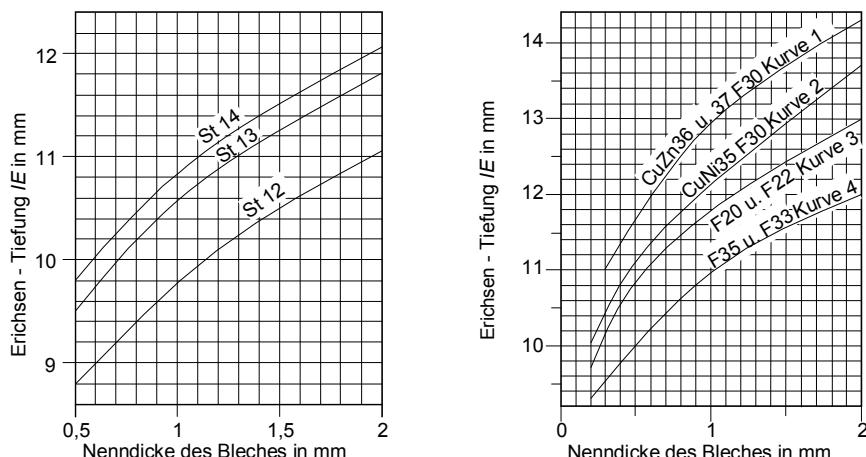


Abb. 3.39 Erichsen-Tiefung in Abhängigkeit von der Blechdicke für verschiedene Werkstoffe, aufgestellt von der Fa. A. M. Erichsen GmbH /DIN1624/

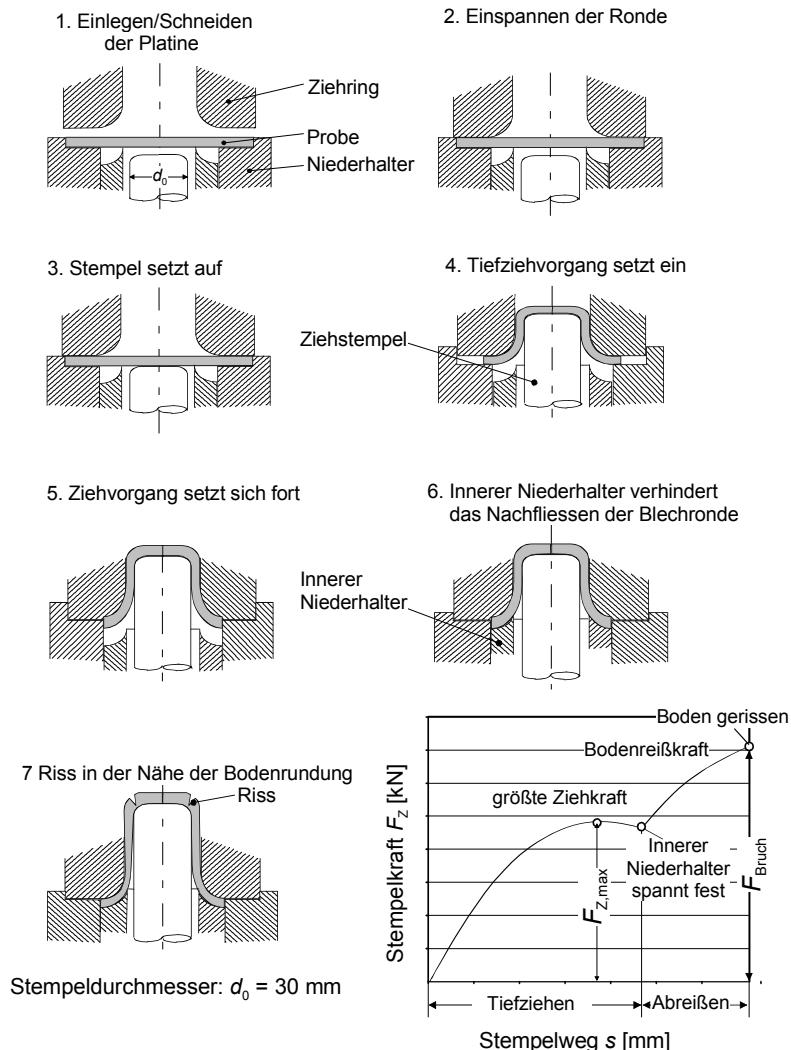


Abb. 3.40 Engelhardt-Test

Die erforderliche Ziehkraft $F_{Z,\max}$ und die Bodenreißkraft F_{Bruch} wird gemessen. Der Kennwert T des Engelhardt-Tests gibt die Tiefziehsicherheit unter den vorliegenden Versuchsbedingungen bei einem Napfzug bis zum Auftreten eines Bodenreißers an und bestimmt sich zu:

$$T = \frac{F_{\text{Bruch}} - F_{Z,\max}}{F_{\text{Bruch}}} \quad (3.95)$$

Kennwert T

Erstmalig wird hier der Einfluss des Flansches und des Bodens eines Tiefziehteils getrennt betrachtet. Je kleiner die Einzugskraft des Flansches im Kraftmaximum ausfällt und je größer die übertragbare Bodenreißerkraft F_{Bruch} ist, desto günstiger verhält sich die sogenannte Tiefziehbarkeit bzw. das Tiefziehergebnis.

Gleichwohl muss man im Einzelfall sehr genau analysieren, ob die Ergebnisse, die bei kleinen geometrischen Abmessungen der Prüfeinrichtung gewonnen werden, ohne weiteres auf Großeile übertragbar sind.

3.4.6 Zugversuch nach EN10002 und EN10130

Auch der Zugversuch liefert verfahrensungebundene Kennwerte. Im Zugversuch nach /EN10130/ und /EN10002/ werden genormte Proben einer einachsigen Belastung ausgesetzt. Während des Versuchs werden kontinuierlich Kraft, Breite und Länge gemessen. Die aus diesen Werten ermittelte Spannungs-Dehnungs-Kurve ist in Abb. 3.41 dargestellt.

Der Zugversuch liefert u.a. folgende Kennwerte:

- Senkrechte Anisotropie r . Der r -Wert erlaubt Aussagen über die Tiefziehfähigkeit.
- Verfestigungsexponent n , der der logarithmischen Gleichmaßdehnung entspricht. Der n -Wert erlaubt Aussagen über die Streckziehfähigkeit.

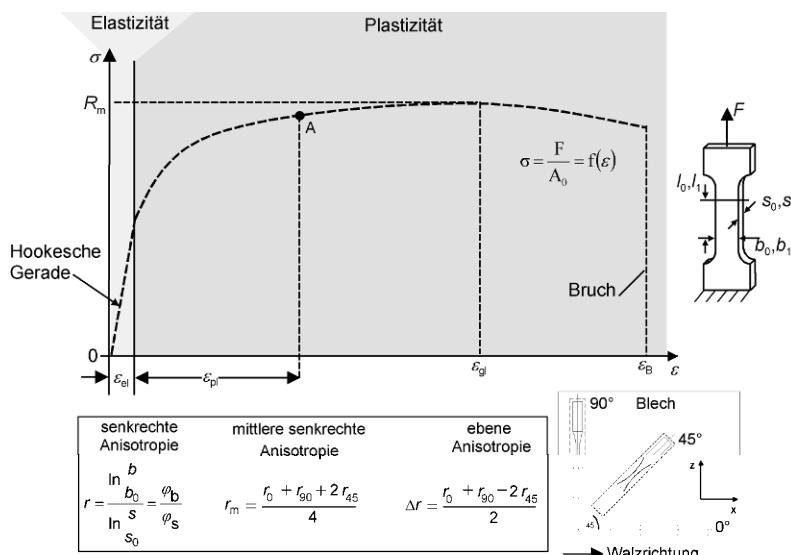


Abb. 3.41 Schematische Darstellung des Spannungs-Dehnungs-Diagramms sowie der im Zugversuch ermittelten Anisotropiewerte

r-Wert Bestimmung DIN EN 10130 und ISO 10113

- Die Ermittlung der senkrechten Anisotropie r erfolgt bei 20 % Dehnung.
- Wenn die Gleichmaßdehnung A_g nicht 20 % erreicht, dann kann der r-Wert bei 15–20 % ermittelt werden. Der ausgewählte Wert ist ebenso wie die Winkellage zur Walzrichtung als Kennzahl anzugeben (z.B. $r_{90/15}$).
- Der r-Wert ist die wahre Breitenformänderung zu der wahren Dickenformänderung.

$$r = \frac{\varphi_b}{\varphi_s} \quad (3.96)$$

Der r-Wert bezieht sich auf eine der Richtungen, in der die Proben entnommen werden (Abb. 3.41). Die mittlere senkrechte Anisotropie ist definiert als

$$r_m = \frac{r_0 + r_{90} + 2 \cdot r_{45}}{4} \quad (3.97)$$

Der r_m -Wert berücksichtigt alle drei Entnahmerichtungen. Er wird bei weichen konventionellen Tiefziehblechen als Maß für die Tiefziehfähigkeit angesehen.

Allgemein gilt: $r_m \uparrow$ = gute Tiefziehbarkeit
 $r_m \downarrow$ = schlechte Tiefziehbarkeit

Beispiel: Anisotropiewerte einiger Blechwerkstoffe

DC04 (St14)	$r_m = 1,6$
X5CrNi18-10 (1.4301)	$r_m \approx 0,9 - 1,0$
Al-Legierungen	$r_m = 0,8 - 0,95$
Ti-Legierungen	$r_m = 4 - 7$

Die ebene Anisotropie Δr berechnet sich zu:

$$\Delta r = \frac{r_0 + r_{90} - 2 \cdot r_{45}}{2} \quad (3.98)$$

Der Δr -Wert ist ein Maß für die Zipfeligkeit (Abb. 3.36).

Bewertung des r-Wertes:

a) Flanschbereich eines Tiefziehteils: r-Wert > 1

Wenn der r-Wert größer als eins ausfällt, bedeutet dies, dass die Probe im Zugversuch aus der Breite deutlich mehr fließt als aus der Dicke. Als Ursache hierfür müssen unterschiedliche Festigkeitswerte in diesen Richtungen vorliegen, d.h., die Festigkeit in Breitenrichtung der Probe muss geringer sein als in Dickenrichtung.

Auf das Tiefziehen übertragen heißt dies: Im Flanschbereich fließt das Material stärker aus der Breite als aus der Dicke. Dies umso mehr, je größer der r -Wert ausfällt, d.h., zum Einziehen des Flansches wird beim großen r -Wert weniger Kraft benötigt als bei einem kleineren r -Wert.

b) Bodenbereich des Tiefziehteils: r -Wert, r_m -Wert > 1

Im Bodenbereich liegen die Verhältnisse umgekehrt. Hier, speziell am Auslauf der Stempelkante im Bereich der ebenen Dehnung ($\alpha = 90^\circ$), fließt das Material fast ausschließlich aus der Blechdicke und kaum in Breitenrichtung (Abb. 3.42). Wenn nun bei $r > 1$ die Festigkeit in Dickenrichtung größer ist, als in Breitenrichtung, dann bedeutet dies, das Blech setzt Verformungen aus der Blechdicke einen größeren Widerstand entgegen als bei $r < 1$.

Insofern wirkt sich ein großer r -Wert in zweifacher Hinsicht positiv auf das Tiefziehergebnis aus:

- Die Einzugskraft im Flansch verringert sich.
- Die übertragbare Stempelkraft F_{BR} nimmt zu. Dieser Effekt wird in Abb. 3.43 veranschaulicht.

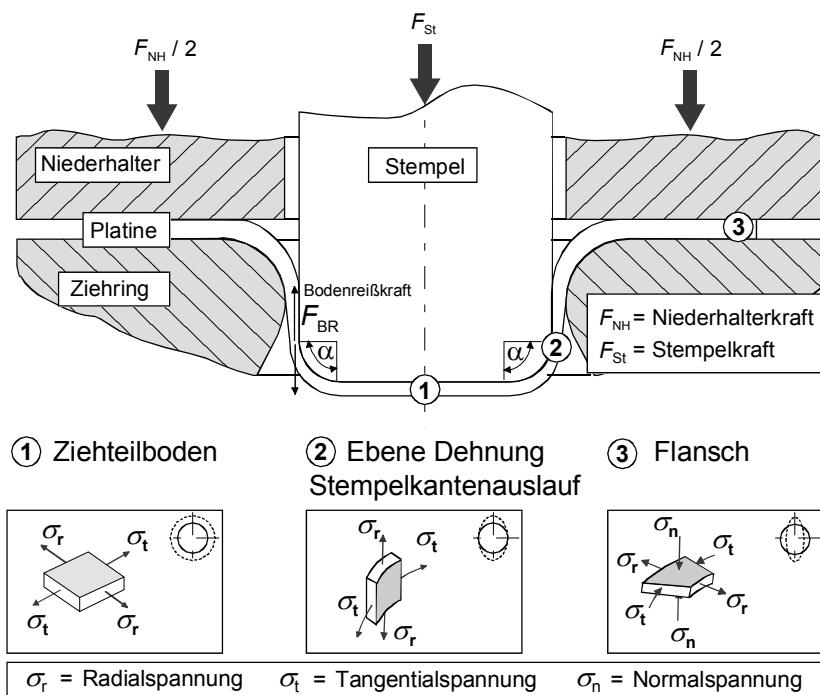


Abb. 3.42 Spannungsverhältnisse im Tiefziehteil

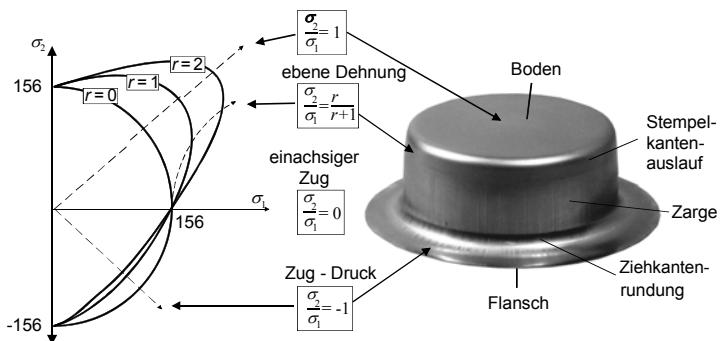


Abb. 3.43 Übertragung der Spannungsbereiche der Fließortskurve auf den Tiefziehprozess nach /Hos93, Huc92, Hal01/

Der Bodenbereich und damit die Zug-Zug-Bbeanspruchung liegt im ersten Quadranten der Fließortskurve. Mit steigendem r -Wert setzt der Fließvorgang bei höheren Spannungswerten (Festigkeiten) ein.

Der Flanschbereich und damit die Zug-Druck Beanspruchung wird durch den vierten Quadranten abgebildet, danach nimmt die Fließspannung k_f und somit die Festigkeit mit steigendem r -Wert ab. Dies bedeutet die Flanscheinzugskraft vermindert sich mit steigendem r -Wert. Mit zunehmendem r_m -Wert steigt das Grenzziehverhältnis.

Jedoch kann der r -Wert nicht als alleiniger Kennwert für die Umformbarkeit von Blechwerkstoffen herangezogen werden. Beispielsweise zeigen isotrope Stähle mit einem r -Wert nahe eins sehr gute Umformeigenschaften. Bei $r \approx 1$ dürfte der Stahl H250G1 (ZStE250i, $r \approx 1$, $n = 0,206$) nur begrenzt zu guten Tiefziehergebnissen führen.

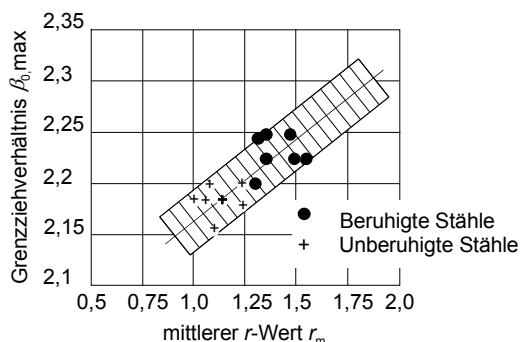


Abb. 3.44 Zusammenhang zwischen r_m und $\beta_{0,max}$ /Gar65/

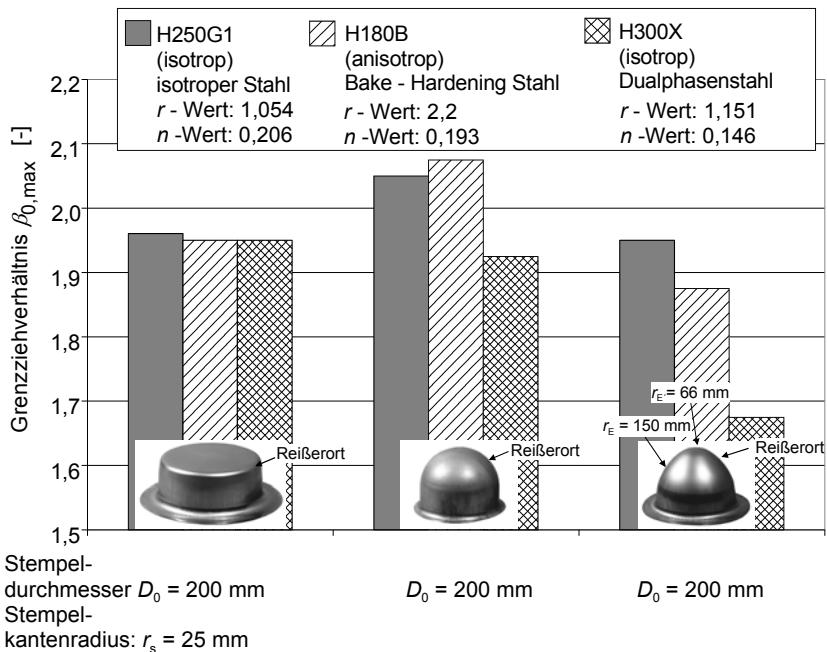


Abb. 3.45 Ergebnisse der Grenzziehverhältnisse $\beta_{0,\max}$ für unterschiedliche Stempelbodengeometrien /Hal01/

Abb. 3.45 zeigt besonders anschaulich den Einfluss der Bodengeometrie des Stempels auf das Grenzziehverhältnis. Bei der kleinen Stempelkante $r_s = 25 \text{ mm}$ ist kein Einfluss des Werkstoffes auf das Grenzziehverhältnis $\beta_{0,\max}$ erkennbar. Bei größeren Stempelkantenradien, wie sie z.B. beim Halbkugelstempel bzw. beim elliptischen Stempel vorliegen, ist jedoch ein signifikanter Einfluss erkennbar.

n-Wert Bestimmung DIN EN10130

- Der Verfestigungsexponent n wird im Dehnungsbereich von 10 % bis 20 % ermittelt. Bei Werkstoffen, die diesen Dehnungsbereich nicht erreichen, wird im Index neben der Winkelangabe der Walzrichtung zusätzlich die jeweilige obere Dehngrenze genannt (z.B. $n_{45/15}$).
- Der n -Wert ist ein Maß für die Streckziehfähigkeit.
- Er kann aus der Neigung der Fließkurve ermittelt werden. Andererseits gilt nach Reihle: $n = \varphi_{GI}$, d.h. die logarithmische Gleichmaßdehnung und damit der n -Wert kann auch direkt aus dem Zugversuch entnommen werden

$$n = \varphi_{GI} = \ln(1 + \varepsilon_{GI}) \quad (3.99)$$

Bewertung des n-Wertes:

Das Verhalten von Werkstoffen bei unterschiedlichen n-Werten wird in folgenden Bildern dargestellt. Je größer der n-Wert ist, desto weiter verlagert sich das Maximum der Dehnung nach außen.

Ursache: In der Mitte des Stempels wird das Blech durch Verfestigung und Reibung festgehalten, dadurch wandert der Verformungsbereich weiter nach außen. Dehnungsspitzen und Spannungsspitzen werden bei einem großen n-Wert durch Fließen des Materials abgebaut. Nach Siebel nennt man diesen Vorgang in der Festigkeitslehre auch Stützwirkung.

Abb. 3.47, links zeigt, dass das Kraftmaximum des Kraft-Weg-Diagramms beim Tiefziehen umso weiter nach vorne verlagert wird, je kleiner der n-Wert ausfällt. Das birgt die Gefahr einer vermindernten Kraftübertragung. Unter Umständen tritt ein vorzeitiger Reißer auf. Abb. 3.47, rechts zeigt in doppelt-logarithmischer Darstellung die unterschiedliche Neigung der Fließkurve für verschiedene n-Werte. Sehr steil ist der Verlauf für den Werkstoff X12CrNi188.

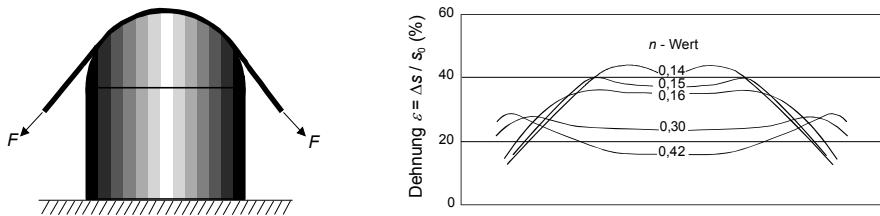


Abb. 3.46 Dehnungsverteilung beim Ausbeulen mit einem runden Stempel für verschiedene n-Werte, Einbeultiefe 3,1 Zoll (78,7 mm) /Hey68/

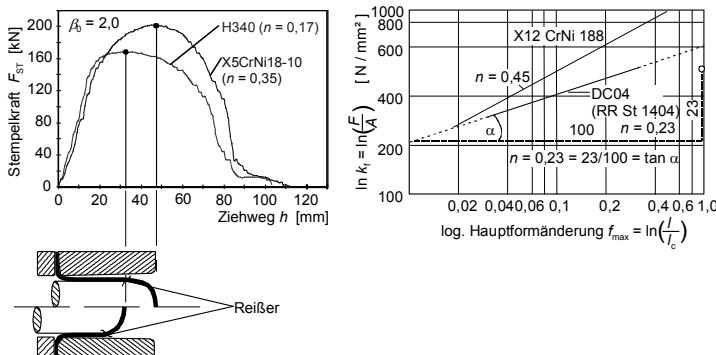


Abb. 3.47 Einfluss des n-Wertes auf die Entstehung von Reißen und Fließkurven für $n = 0,45$ und $0,23$ in doppelt logarithmischem Maßstab

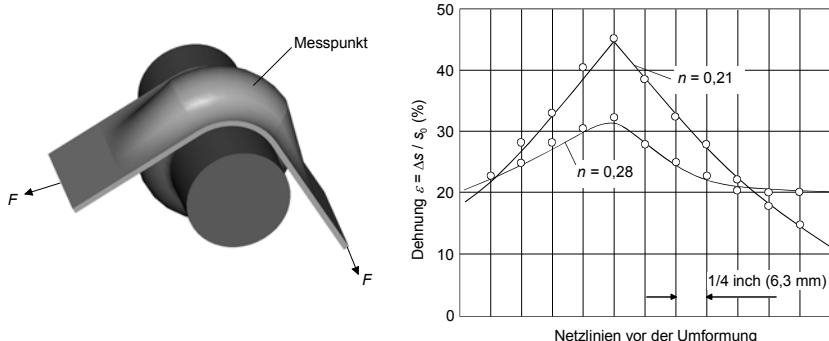


Abb. 3.48 Dehnungsverteilung an einer Welle mit Auswölbung für $n = 0,21$ und $n = 0,28$

Abb. 3.48, rechts gibt den Dehnungsverlauf für zwei Bleche mit unterschiedlichen n -Werten wieder (Blechstreifen über eine Welle mit Auswölbung gestreckt). Man erkennt, wie die Dehnungsspitzen und Spannungsspitzen durch einen größeren n -Wert abgebaut werden.

3.4.7 Kreuzzugversuch

Beim Tiefziehen tritt in der Regel ein Versagen des Bleches unter einer plane strain Belastung (ebene Dehnung) auf. Am zylindrischen Napf ist dieser Bereich am Auslauf der Stempelkante zur Zarge (Abb. 3.42).

Erste Ansätze diesen Bereich durch verfahrensunabhängige und reibungsfreie Prüfverfahren abzubilden, sind mithilfe von Kreuzzugversuchen /Kre82, Mat90, Huc92, Sau97, Mue96/ oder Zugversuchen mit behinderter Querkontraktion /Wag80/ durchgeführt worden, die Proben sind in Abb. 3.49 dargestellt.

Der am IFUM entwickelte Kreuzzugversuch von Huck /Huc92/ dient der Ermittlung der *Kreuzzugfestigkeit* $R_m^{\#}$ für den ebenen Dehnungszustand. Die Kreuzzugfestigkeit kann nach Huck aus den Kennwerten des einachsigen Zugversuchs berechnet werden.

$$R_m^{\#} = R_m \cdot \frac{r_m + 1}{\sqrt{2 \cdot r_m + 1}} \quad (3.100)$$

r_m : mittlere senkrechte Anisotropie

R_m : Zugfestigkeit aus dem Zugversuch

Der IFUM-Kreuzzugversuch wurde von Hallfeldt weiterentwickelt (Abb. 3.50).

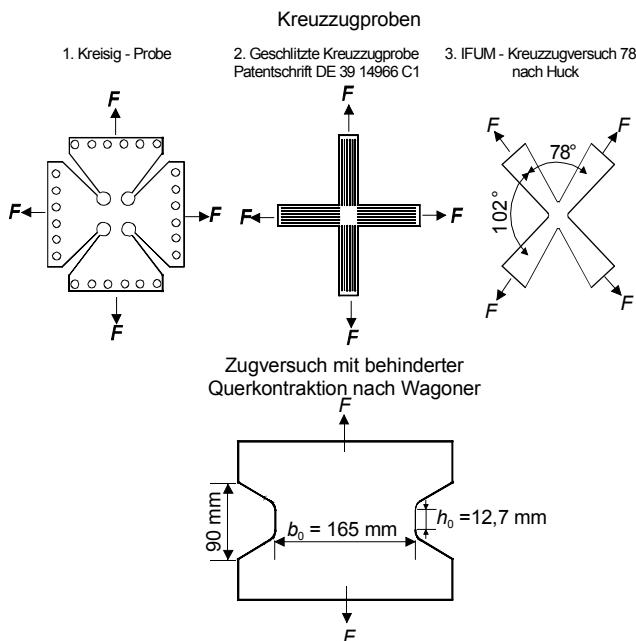


Abb. 3.49 Kreuzzugproben und Zugprobe mit behindriger Querkontraktion zur Darstellung des ebenen Dehnungszustandes /Hal01/

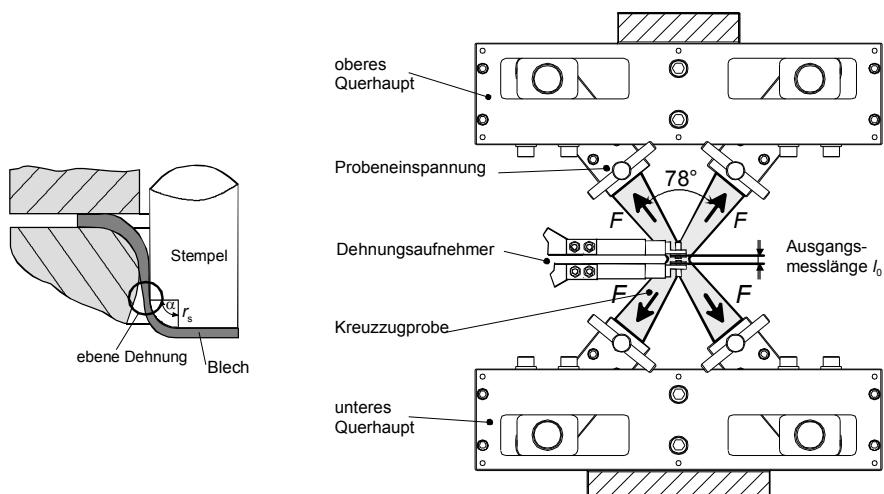


Abb. 3.50 IFUM-Kreuzzugversuch

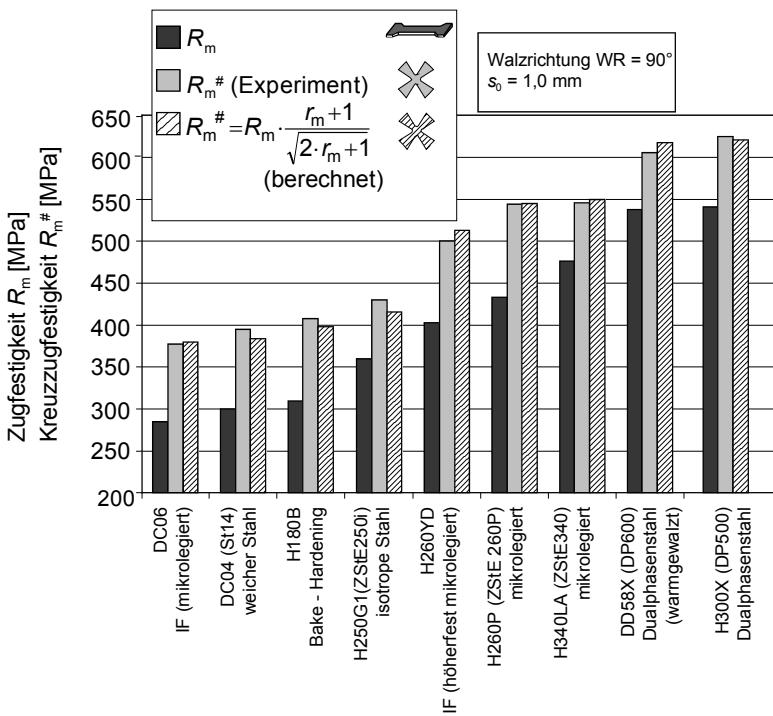


Abb. 3.51 Zugfestigkeit R_m und Kreuzzugfestigkeit $R_m^#$ von höherfesten Stählen /Hal01/

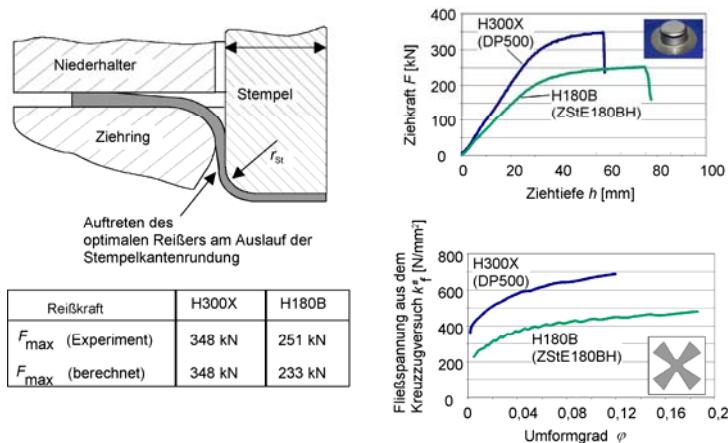


Abb. 3.52 Reißkräfte experimentell und theoretisch bestimmt (Blechdicke $s_0 = 0,8$ mm)

Bewertung der Kreuzzugfestigkeit $R_m^{\#}$:

Eine Gegenüberstellung der Zugfestigkeit des einachsigen Zugversuchs gegen die Kreuzzugfestigkeit des Kreuzzugversuchs (maximale Festigkeit unter einem ebenen Dehnungszustand), die experimentell ermittelt und nach der Formel von Huck für die Kreuzzugfestigkeit berechnet wurde, wird in Abb. 3.51 aufgezeigt. Die Abweichungen zwischen der berechneten und experimentell ermittelten Kreuzzugfestigkeit liegen unter 3 %, wobei bei weicheren Stählen (DC06) kleinere Abweichungen als bei hochfesten Stählen (H300X) auftreten.

Weiterhin konnte Hallfeldt feststellen, dass die Berechnung der Bodenreißkraft F_{\max} nach Doege /Doe63/, d.h. die maximal übertragbare Kraft vom Boden des Tiefziehteils in den Flansch, mithilfe der Kreuzzugfestigkeit eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Experiment liefert (Abb. 3.52).

3.4.8 Ermittlung von Grenzformänderungskurven

Ein Versagen durch Einschnürung bzw. Reißen wird durch bestimmte Dehnungszustände, die vom Material nicht ertragen werden können, hervorgerufen. Man spricht in diesem Fall von Grenzformänderungen des Blechwerkstoffes, ab denen Instabilitätszustände (zu Beginn Einschnürungen, und bei weiterer Belastung auch Reißen) einsetzen. Im Grenzformänderungsschaubild ist für unterschiedliche Beanspruchungszustände das Versagen durch Einschnürung bzw. das Auftreten von Reißern (Abb. 3.53) dargestellt. Im Folgenden wird kurz auf die geschichtliche Entwicklung der Aufnahme von Grenzformänderungskurven eingegangen.

Keeler und Goodwin:

Keeler und Goodwin beschäftigten sich mit der Aufnahme von lokalen Dehnungen /Kee61, Goo68/. Keeler hat in seinen Untersuchungen minimale und maximale Dehnungen beim Streckziehen gemessen.

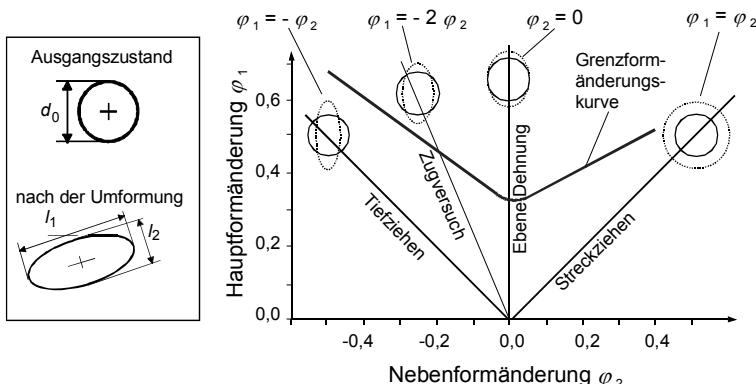


Abb. 3.53 Schematische Darstellung einer Grenzformänderungskurve

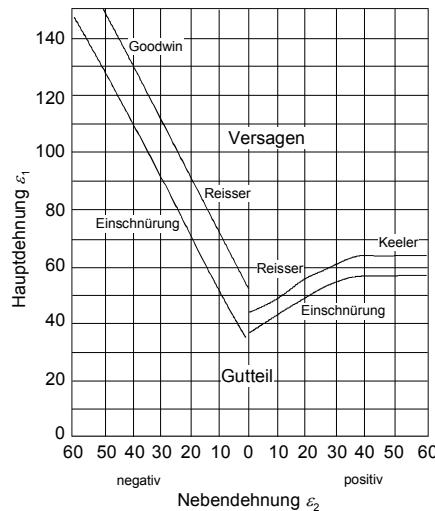


Abb. 3.54 Grenzformänderungsschaubild nach Keeler und Goodwin /Goo68/

Die Platinen hatten einen Durchmesser von 8 Zoll (203 mm), die bei einem Stempeldurchmesser von 4 Zoll (101,6 mm) mit unterschiedlichen Geometrien des Stempelbodens (Halbkugel, elliptisch usw.) gestreckt wurden. Anhand von Experimenten an realen Bauteilen im Presswerk konnte er nachweisen, dass die von ihm aufgenommenen Kurven eine Versagensgrenze darstellen. Diese Kurven wurden von Goodwin auf den Bereich Tiefziehen erweitert (Abb. 3.54).

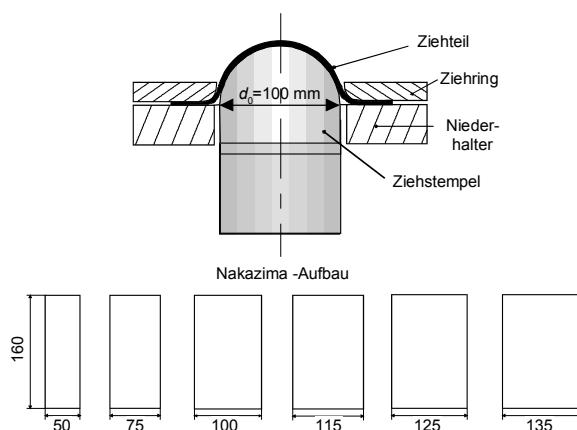


Abb. 3.55 Darstellung des Nakajimatests und der Proben /Nak68/

Nakajima:

Nakajima entwickelte einen Test zur Aufnahme von Grenzformänderungskurven /Nak68/. Der Versuchsaufbau bestand aus einem Halbkugelstempel (Durchmesser 100 mm), Ziehring und Niederhalter. Das Ziel des Tests beinhaltete die Einstellung und Aufnahme definierter Formänderungskombinationen φ_1 und φ_2 für jeden Werkstoff mithilfe von sechs rechteckigen Proben unterschiedlicher Breite, (Abb. 3.55). Die Gültigkeit der Grenzformänderungskurven wurde an einzelnen Bau- teilen aus dem Automobilbau bestätigt.

Hasek:

Hasek hat in seinen Untersuchungen unterschiedliche Verfahren (Nakajimatest mit abgewandelter Probengeometrie, Zugversuch mit unterschiedlichen Proben, Hydraulische Tiefung, Ziehen mit unterschiedlichen Formen des Stempelbodens) zur Aufnahme von Grenzformänderungskurven miteinander verglichen (Abb. 3.56) /Has77, Has78a/.

Er verwendete u.a. den Versuchsaufbau von Nakajima, jedoch entwickelte er eigene Probengeometrien. Die sieben Probengeometrien von Hasek sind in Abb. 3.57 dargestellt. Auch hier entspricht jede Probenform einer Formänderungskombination φ_1 und φ_2 . Eine detaillierte Zusammenfassung der Arbeiten von Hasek findet sich in /Has77, Has78a, Has78b, Has78c, Has78d/.

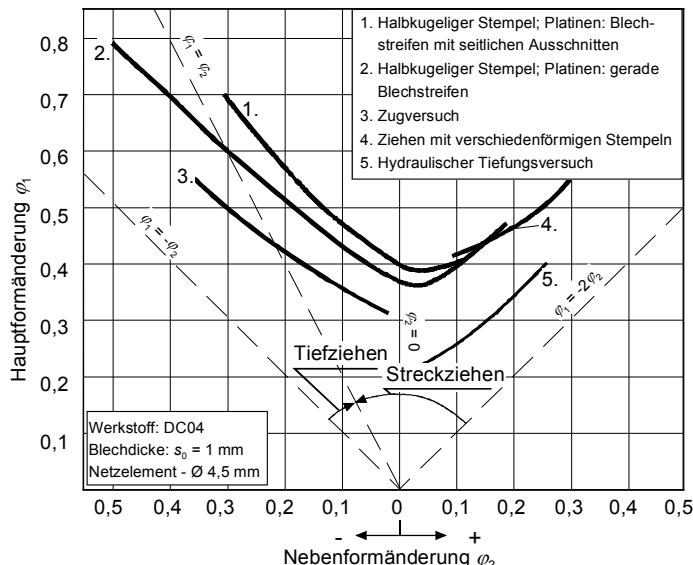


Abb. 3.56 Grenzformänderungsschaubilder, die mit unterschiedlichen Verfahren ermittelt wurden /Has78a/

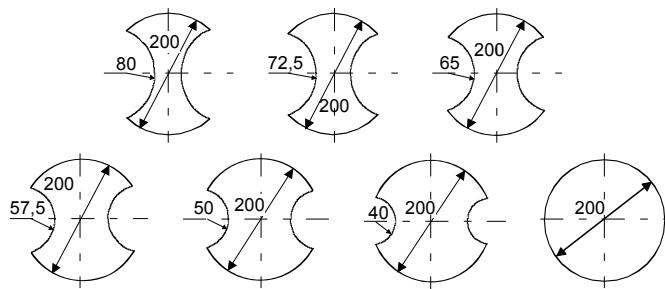


Abb. 3.57 Hasek Proben für den Nakajimatest (Angaben in mm)

Marciniak:

Der Versuchsaufbau im Marciniaktest besteht aus einem flachen Hohlstempel, Ziehring und Niederhalter, (Abb. 3.58) /Mar67/. Die Probengeometrie wird auch hier variiert, um definierte Formänderungskombinationen zu erreichen. Der flache Hohlstempel verhindert die Reibung zwischen dem ebenen Stempelboden und den zu prüfenden Blechwerkstoffen. Darüber hinaus weist diese Anordnung noch weitere Vorteile auf. Das Ergebnis wird im ebenen Bereich des Stempelbodens nicht durch eine Normalspannung (Querdruck) belastet. In Gl. (3.101) für den hydrostatischen Druck σ_m wird σ_3 gleich null gesetzt.

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (3.101)$$

$$\sigma_3 = 0 \quad (3.102)$$

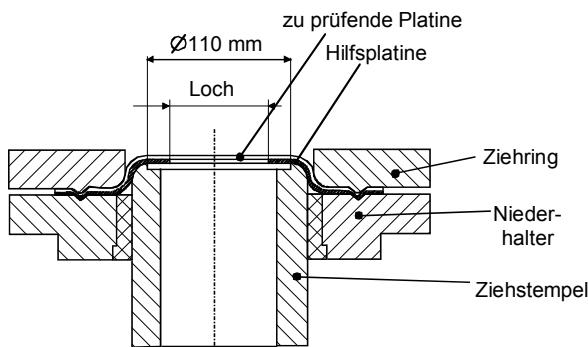


Abb. 3.58 Marciniaktest zur Ermittlung von Grenzformänderungskurven

Einflussgrößen auf die Formänderungskurven

Bei praktischen Versuchen sind folgende Einflussgrößen auf das Formänderungsvermögen des Werkstoffes und damit auf die Verschiebung der Grenzformänderungskurve entlang der φ_1 -Achse gegeben.

Werkstoffparameter:

- Blechdicke,
- Streckgrenze/Zugfestigkeit,
- Anisotropie,
- Verfestigungsexponent.

Verfahrensparameter:

- Reibung,
- Geschwindigkeit,
- Geometrie der Probe,
- Umformgeschichte,
- Temperatur.

Nachfolgend werden einzelne Einflussgrößen auf das Grenzformänderungsschaubild dargelegt. Eine umfassende Zusammenstellung der Einflussgrößen auf das Grenzformänderungsschaubild ist in /Lan90/ gegeben.

Den Einfluss der Blechdicke zeigt Abb. 3.59, links. Wie bei der Erichsen-Tiefung wird die Grenzformänderungskurve mit steigender Blechdicke zu höheren φ_1 Werten verschoben. Abb. 3.59, rechts zeigt den Einfluss der Walzrichtung. Eine Probe, die senkrecht zur Walzrichtung entnommen wird, führt früher zum Versagen als eine in Walzrichtung des Bleches entnommene Probe /Has73, Has80, Dre72/.

Die Untersuchungen zum Einfluss des Verfestigungsexponenten n ergaben, dass mit steigendem Verfestigungsexponenten die Grenzformänderungskurve zu höheren φ_1 Werten verschoben wird /Kas85, Has83, Yos98/ (Abb. 3.60, links).

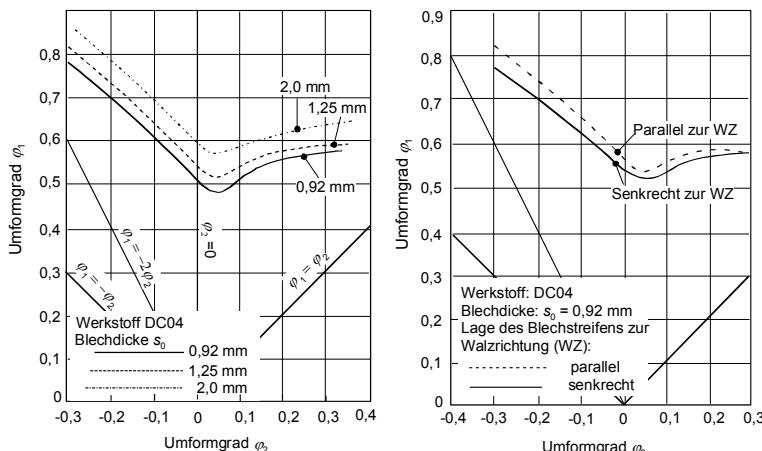


Abb. 3.59 Einfluss der Probenlage und der Blechdicke auf das Grenzformänderungsdiagramm /Has80/

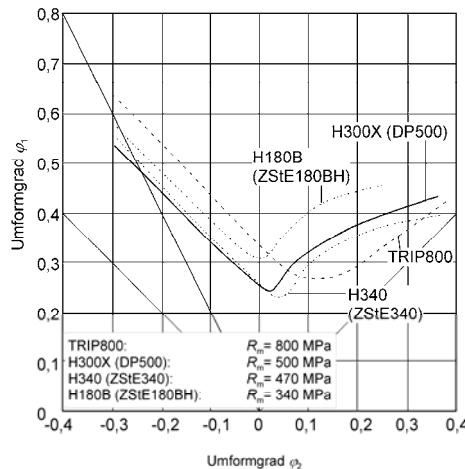


Abb. 3.60 Einfluss der Zugfestigkeit auf die Lage der Grenzformänderungskurve /Dre99/

In Abb. 3.60, rechts ist der Einfluss der Zugfestigkeit auf die Lage der Grenzformänderungskurve dargestellt. Mit steigender Zugfestigkeit wird die Grenzformänderungskurve zu niedrigen φ_1 Werten verschoben, da mit zunehmender Zugfestigkeit die Duktilität des Werkstoffes abnimmt.

3.5 Ermittlung von lokalen Formänderungen

Die lokale Formänderungsanalyse dient zur Optimierung des Umformprozesses im Hinblick auf Bauteilqualität/-versagen, Prozessparameter sowie Prozesssicherheit. Um eine lokale Formänderungsanalyse durchzuführen, stehen im Bereich der Blechumformung unterschiedliche Verfahren zur Verfügung.

Die konventionelle Methode ist die Messrastertechnik. Zur Messung der lokalen Dehnung werden vor der Umformung Raster mit unterschiedlichen Formen (z.B. Kreis- oder Liniennetz) auf die Blechplatine aufgebracht. Nach dem Umformvorgang wird das umgeformte Raster ausgemessen sowie die Hauptformänderung φ_1 und die Nebenformänderung φ_2 ermittelt. Die Formänderung φ_3 in Richtung des Normalenvektors wird aus der Inkompressibilitätsgleichung

$$\varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3 = 0 \quad (3.103)$$

berechnet (Abb. 3.61).

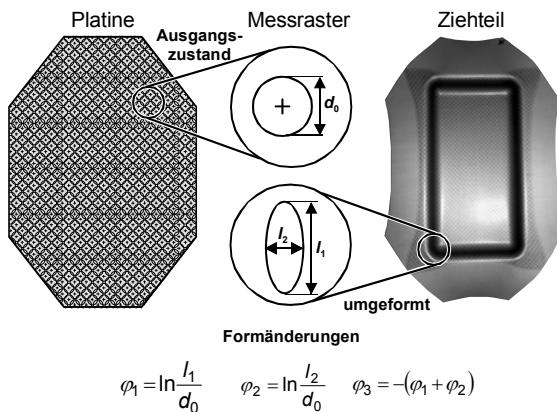


Abb. 3.61 Ermittlung der lokalen Formänderung mittels Messrastertechnik

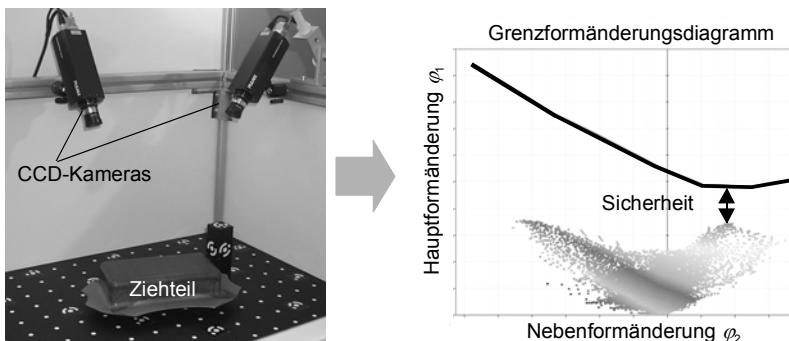
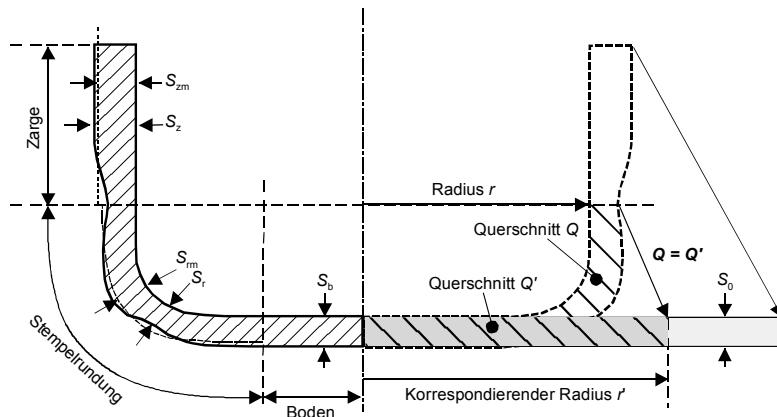


Abb. 3.62 Ermittlung der lokalen Formänderung mittels optischer Vermessung

Eine weitere Methode der Messrastertechnik ist die optische Vermessung des Bauteils. Zur Bestimmung lokaler Formänderungen werden unterschiedliche Berastungsmuster verwendet. Mittels Bildverarbeitung wird ein Gesamtbild des Ziehteils aus mehreren Bildern der CCD-Kameras aufgebaut. Die Ergebnisse der Formänderungsanalyse werden zur Optimierung des Umformwerkzeugs und der Prozessparameter verwendet. Zusätzlich kann die Prozesssicherheit des Umformvorgangs durch die Darstellung mithilfe einer Grenzformänderungskurve beurteilt werden (Abb. 3.62).

Ein alternatives Verfahren zur Ermittlung von Formänderungen ist von Doege /Doe64/ entwickelt worden, bei dem die Berasterung des Ziehteils entfällt. Die Formänderung wird über die Blechdicke des Ziehteils ermittelt.



- s_b, s_r, s_z : reale Blechdicke (b: Boden, r: Stempelrundung, z: Zarge)
 s_{rm}, s_{zm} : gemittelte Blechdicke (rm: Stempelrundung, zm: Zarge)
 s_0 : Ausgangsblechdicke
 Q : willkürlich ausgewählter Querschnitt im Ziehteil
 Q' : korrespondierender Querschnitt zu Q

Abb. 3.63 Bestimmung der mittleren Blechdicke und des äquivalenten Querschnitts Q'

Bei der Untersuchung von rotationssymmetrischen Ziehteilen wird das Ziehteil in drei Teilbereiche unterteilt: Ziehteilboden, Bodenrundung und Zarge (Abb. 3.63). Der reale Blechdickenverlauf eines Radialschnitts wird im Ziehteil gemessen, um die Formänderung φ_n in der normalen Richtung exakt ermitteln zu können.

Die tangentiale Formänderung φ_t wird durch die Betrachtung der Querschnitte Q und Q' berechnet. Der korrespondierende Radius r' wird ermittelt, indem der Querschnitt Q' der ebenen unverformten Ronde und der willkürlich gewählte Querschnitt Q im Ziehteil als identisch angenommen werden.

Für die Ermittlung des korrespondierenden Radius r' wird vorausgesetzt, dass das Gesamtvolumen V_g des Bauteils bis zum Querschnitt Q und das Volumen V' der Ronde bis zum Querschnitt Q' gleich sind. Bei der Berechnung des gesamten Volumens V_g wird der arithmetische Mittelwert s_m ($\equiv s_b, s_{rm}, s_{zm}$) aus der Blechdickenmessung des Teilbereiches verwendet, damit die Genauigkeit der tangentialen Formänderung φ_t realitätsnah bleibt. Das Volumen V' lässt sich aus der Definition des Kreisvolumens zusammen mit der Ausgangsblechdicke s_0 bestimmen.

$$\varphi_t = \int_{r'}^r \frac{2 \cdot \pi \cdot dr}{2 \cdot \pi \cdot r} = \int_{r'}^r \frac{dr}{r} = \ln \frac{r}{r'} \quad (3.104)$$

$$V_g = V' \quad (3.105)$$

mit

$$V_g = \sum V_i \text{ und } V' = r'^2 \cdot \pi \cdot s_0 \quad (3.106)$$

V_i : Teilvolumen im Ziehteil

Nach r' aufgelöst, erhält man

$$r' = \sqrt{\frac{V_g}{\pi \cdot s_0}} \quad (3.107)$$

Die radiale Formänderung φ_r ergibt sich aus der Inkompressibilitätsgleichung (3.103).

Eine weitere Möglichkeit zur Ermittlung der Formänderungen während des Umformvorganges wird in /Doe03a/ beschrieben. Hierbei werden mittels eines optischen Stoffflusssensors und einem anschließenden Berechnungsansatz die Formänderungen ermittelt. Die im Flanschbereich des Ziehrings eingebauten Sensoren erfassen berührungslos den Stoffflussweg des Blechs während der Umformung (Abb. 3.64).

Die ursprüngliche Länge L_0 ist die Länge von der Zuschnittsmitte bis zur Sensorposition vor der Umformung. Während des Umformvorganges fließt das Blechmaterial im Flanschbereich über den optischen Sensor. Die vom optischen Sensor gemessene Strecke ist somit der Stoffflussweg S_{SF} .

Durch die mehrachsigen Dehnungen im Bereich der Bauteilmitte bis zur Sensorposition ist der Stoffflussweg S_{SF} kleiner als die Ziehtiefe h . Diese Abweichung wird radiale Längung L_r genannt. Die abgewickelte Länge L eines Radialschnitts kann aus der ursprünglichen Länge L_0 , dem gemessenen Stoffflussweg S_{SF} und der radialen Längung L_r definiert werden.

$$L = L_0 + S_{SF} + L_r \quad (3.108)$$

Die abgewickelte Länge L kann auch mit der Ziehtiefe h ermittelt werden. Mithilfe der ursprünglichen Länge L_0 und einer Radiuskorrektur C_r kann die nachfolgende Beziehung aufgestellt werden. Eine Radiuskorrektur C_r ist notwendig, da das Blechmaterial über zwei Radien, Stempelkanten- und Ziehkantenradius, umgeformt wird.

$$L = L_0 + h + C_r \quad (3.109)$$

Aus (3.108) und (3.109) kann die Radiallängung L_r abhängig von der Ziehtiefe h und dem Stoffflussweg S_{SF} definiert werden.

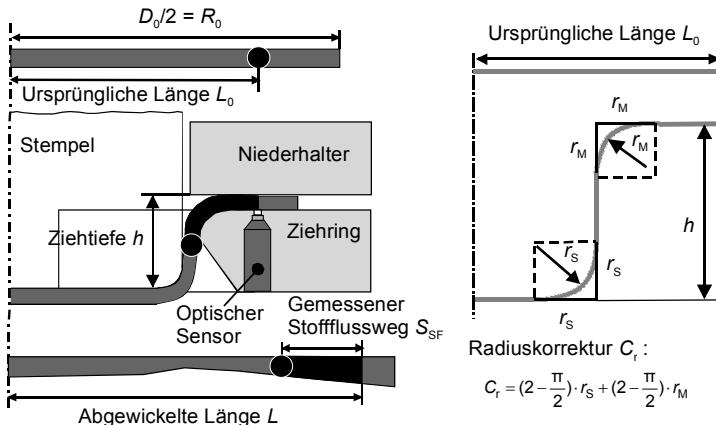


Abb. 3.64 Ermittlung des In-Prozess-Stoffflusses und der Radiuskorrektur C_r /Yun05/

Der Radiuskorrekturwert C_r ist von der Werkzeuggeometrie abhängig und somit konstant. Mit dieser Gleichung kann die durch die Dehnung verursachte Längenänderung einer Radiallinie des Ziehteils im Prozess erfasst werden.

$$L_r = h - S_{SF} - C_r \quad (3.110)$$

Die Radiallängung L_r beschreibt die gesamte Dehnung einer Radiallinie von der Bauteilmitte bis zur Sensorposition. Damit ist eine Aussage über die lokale Dehnung bzw. Formänderung noch nicht möglich. Daher soll die Radiallängung L_r zunächst in die lokalen Bereiche der Radiallinie aufgeteilt werden.

Aus diesem Grund wurde das elementare Berechnungsmodell nach Rambke /Ram98/ verwendet, um einen Gewichtungsfaktor f_i zur Verteilung der Radiallängung L_r in Abhängigkeit der Formänderung zu bilden. Mit diesem Ansatz kann die lokale Längung Δl in einzelnen Bereichen des Ziehteils mathematisch berechnet werden.

$$f_i = \frac{\Delta l_{i,Rambke}}{\sum_i \Delta l_{i,Rambke}} \quad (3.111)$$

Durch Multiplikation der beiden Größen Radiallängung L_r und Gewichtungsfaktor f_i wird die lokale Radiallängung $\Delta l_{i,SF}$, die auf der Stoffflussmessung basiert, für einzelne Bereiche des Ziehteils berechnet.

$$\Delta l_{i,SF} = f_i \cdot L_r \quad (3.112)$$

Da die Länge l_i eines einzelnen Ziehteilbereiches im CAD-System automatisch berechnet werden kann, ist es möglich, die radiale Formänderung φ_r mit der Gleichung zu bestimmen.

$$\varphi_r = \ln \frac{l_i + \Delta l_{i,SF}}{l_i} \quad (3.113)$$

Die tangentiale Formänderung φ_t wird gemäß Gl. (3.104) berechnet. Weil die Blechdickenänderungen nicht im Prozess ermittelt werden können, wurde die Blechdicke als konstant angenommen. Trotz dieser Annahme liefert die aus der Stoffflussmessung berechnete lokale Vergleichsformänderung φ_v nach v. Mises

$$\varphi_v = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot (\varphi_r^2 + \varphi_t^2 + \varphi_n^2)} \quad (3.114)$$

eine gute Übereinstimmung mit der Formänderungsanalyse aus dem Ziehteil. In Abb. 3.65 wird die Vergleichsformänderung φ_v bei einem rechteckigen Ziehteil an drei Radiallinien dargestellt.

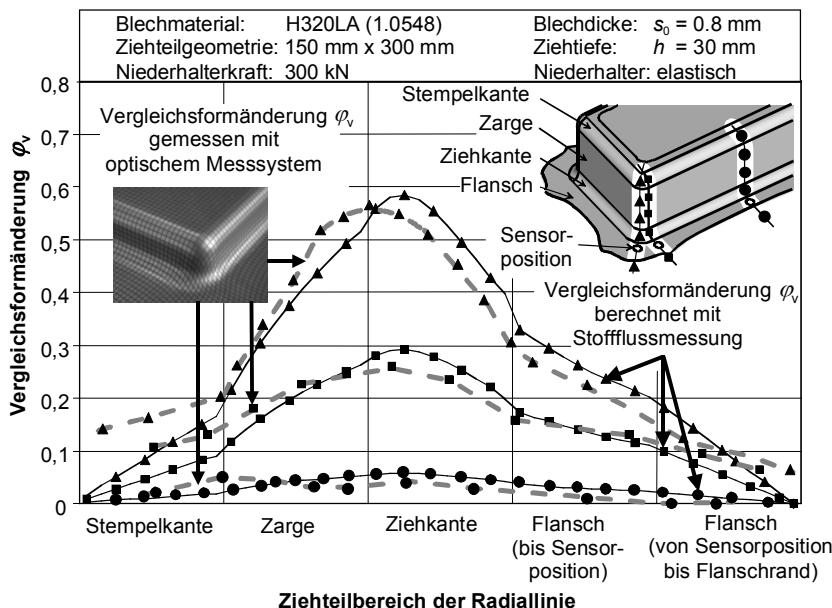


Abb. 3.65 Vergleich zwischen gemessener und berechneter Vergleichsformänderung φ_v

3.6 Werkzeugtechnik für das Tiefziehen

3.6.1 Aufbau von Tiefziehwerkzeugen

Tiefziehen ist ein wichtiges Verfahren für die Herstellung von Blechteilen. Die Auslegung eines Tiefziehwerkzeugs ist abhängig von der Ziehteilgeometrie, den Fertigungsstufen sowie der vorgesehenen Seriengröße (Abb. 3.66). Die Konstruktion und die Anordnung von Stempel, Niederhalter und Ziehring sind abhängig von der eingesetzten Presse (einfach wirkende Presse oder doppeltwirkende Presse). Die Geometriedaten des Tiefziehwerkzeugs wie Stempelkantenrundung r_s , Ziehringrundung r_M , Ziehpalt u_z und die eingesetzte Ziehanlage beeinflussen das Umformergebnis stark.

Stempelkantenrundung r_s

Die Gestaltung der Stempelkantenrundung beeinflusst das Umformresultat maßgeblich. Eine Änderung dieser Größe wirkt sich auf die Geometrie im Bereich des Übergangs vom Boden in die Zarge der hergestellten Blechteile und auf vielfältige Prozessparameter aus.

Eine Vergrößerung des Radius der Stempelkantenrundung r_s führt beispielsweise zu folgenden Änderungen beim Umformprozess:

- Erhöhte Reibung an der Stempelkantenrundung und damit eine Erhöhung der übertragbaren Stempelkraft.
- Zunahme der Wahrscheinlichkeit, dass Reißer am Auslauf der Stempelkantenrundung auftreten. Damit nimmt die Übertragbarkeit der Stempelkraft einen maximalen Wert an.
- Steigerung der Gefahr der Entstehung von Falten 2. Art.

Bei einer sehr kleinen Stempelkantenrundung wirkt diese gewissermaßen als Schneidkante, insbesondere wenn gleichzeitig relativ dicke Bleche ($d_0/s_0 < 40$) verarbeitet werden. Legt sich das Blech beim Tiefziehprozess nicht mehr eng an die Stempelkante, nimmt die übertragbare Stempelkraft ab.

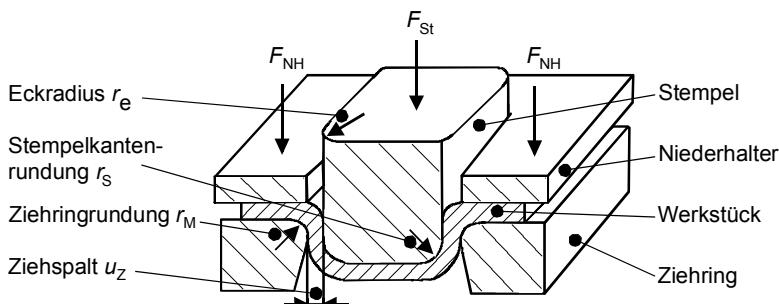


Abb. 3.66 Schematischer Aufbau eines Tiefziehwerkzeugs

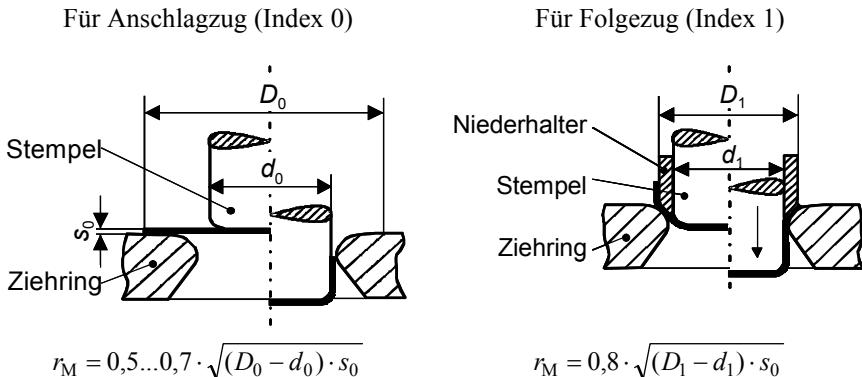


Abb. 3.67 Ermittlung der Ziehringrundung

Ziehringrundung r_M

Abb. 3.67 zeigt die zur Festlegung der Ziehringrundung r_M bekannten Beziehungen. Ein wichtiger Faktor bei der Auslegung der Ziehringrundung ist unter anderem das Ziehverhältnis, das bei rotationssymmetrischen Werkzeugen durch die Größe des Blechzuschnitts im Verhältnis zum Stempelquerschnitt definiert wird. Eine Zunahme des Radius der Ziehringrundung r_M hat folgende Änderungen des Umformprozesses zur Folge:

Vorteile:

- Verkleinerung des Biegeanteils an Ziehkanten,
- Erhöhung des Grenzziehverhältnisses $\beta_{0,\max}$,
- Reduzierung der Stempelkraft /Til02/.

Nachteile:

- Erhöhung der Gefahr der Entstehung von Falten 2. Art,
- Kein Einglätteln von Falten 1. Art,
- Verstärkte Rückfederung /Hue01/.

Ziehpalt u_Z

Der Ziehpalt entspricht dem Abstand zwischen Stempel und Ziehring.

Für runde Ziehteilgeometrien:

$$u_Z = s_0 \cdot \sqrt{\frac{D_0}{D_{St}}} \quad (3.115)$$

- D_0 : Rondendurchmesser
 d_0 : Stempeldurchmesser
 s_0 : Ausgangsblechdicke

Für rechteckige Ziehteilgeometrien:

$$u_Z = s_0 \cdot \sqrt{\frac{A_0}{A_{St}}} \quad (3.116)$$

- A_0 : Platinenfläche
 A_{St} : Stempelfläche

Für eine überschlägige Auslegung wird der Faktor $f_u = 1,2$ bis $1,4$ mit der Ausgangsblechdicke s_0 multipliziert.

$$u_Z = f_u \cdot s_0 \quad (3.117)$$

Bei zunehmender Ziehpaltweite steigt die Wahrscheinlichkeit, dass Falten 2. Art auftreten. Außerdem ist eine verstärkte Rückfederung der Bauteile zu verzeichnen /Hue01/. Eine Reduzierung der Ziehpaltweite hat zur Folge, dass die Ziehkraft steigt, im größeren Maße Kaltaufschweißungen auftreten und vermehrt Abstreckziehvorgänge stattfinden.

Ziehanlage

Unter der Ziehanlage versteht man die Gestaltung und die Lage der Niederhalterfläche. Die Auslegung der Niederhalterfläche ist im Wesentlichen von der Form des Ziehteils abhängig, wobei einige wichtige Kriterien zu beachten sind /Som86, Lan90/:

- Die Niederhalterfläche sollte abwickelbar sein, d.h., sie muss sich auf einer ebenen Fläche ohne Dehnung und Stauchung abbilden lassen.
- Die Niederhalterfläche sollte möglichst keine starken Höhenunterschiede aufweisen.
- Um einen hohen Werkstoffeinsatz zu vermeiden, sollte die Niederhalterfläche weitgehend an das Fertigteil angepasst sein.
- Auf dem Umfang des Ziehteils sollten sich gleiche Ziehtiefen bzw. eine gleichmäßige Zunahme der Kontaktfläche zwischen Stempel und Blechzuschchnitt ergeben.

Um die Herstellungskosten eines Werkzeugs niedrig zu halten, wird die Niederhalterfläche in der Praxis möglichst einfach gestaltet. Bei der Herstellung von komplizierten Ziehteilen kann eine einfache ebene Niederhalterfläche jedoch oft nicht mehr eingesetzt werden. In Abb. 3.68 sind beispielhaft einige Ziehanlagen dargestellt /Hil68/.

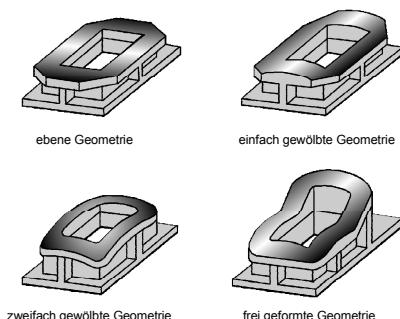


Abb. 3.68 Niederhalterflächen mit unterschiedlichen Geometrien

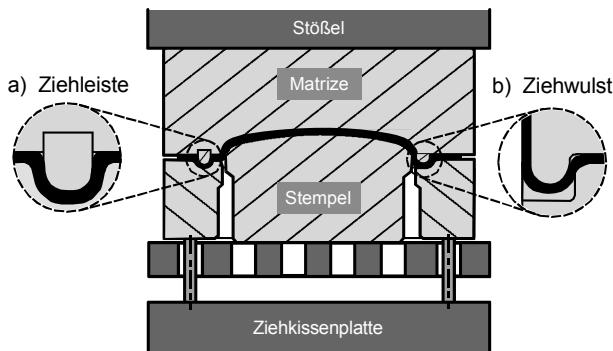
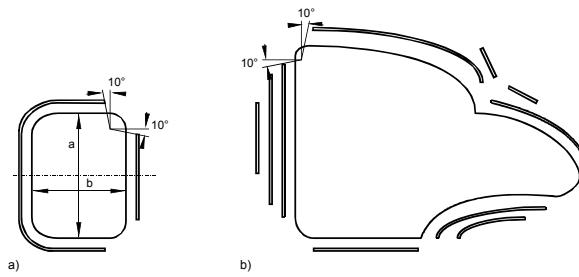


Abb. 3.69 Ziehleisten und Ziehwulste in einem Tiefziehwerkzeug nach VDI3141



Ziehleistenanordnung
a) an einem rechteckigen Ziehteil
b) an einem PKW-Ziehteil

Abb. 3.70 Möglichkeiten der Ziehleistenanordnung /VDI3141/

Bei geometrisch komplexen Ziehteilen werden in der Praxis häufig Ziehleisten oder Ziehwulste zur Steuerung des Werkstoffflusses im Tiefziehwerkzeug eingesetzt. Dadurch wird der Materialeinzug des Werkstücks während des Umformvorgangs lokal gebremst, um einen gleichmäßigen Einlauf des Blechs aus dem Flansch zu erzielen (Abb. 3.69).

Durch ein gleichmäßiges Einfließen des Zuschnittes werden die folgenden Vorteile erzielt:

- Vermeidung der Versagensarten Reißer oder Falten,
- Verminderung der Niederhalterkraft,
- Reduzierung der Rückfederung /Cao93/.

In Abhängigkeit von der Ziehteilgeometrie werden die Anordnung und die erforderliche Anzahl der Ziehleisten gestaltet (Abb. 3.70). Die Position der Ziehleisten bzw. -wulste sowie deren Länge und Kontur können empirisch ermittelt werden. Dies erfordert jedoch viel Erfahrungswissen /Sto96/. Im Allgemeinen wird empfohlen, die Ziehleiste hinter der Rundung einer Ecke in einem Winkelabstand von 10° beginnen zu lassen.

Um Ober- und Unterwerkzeug zueinander auszurichten, werden Säulen- oder Stollenführungen in Werkzeuge integriert. Damit wird der Versatz im Werkzeug infolge unsymmetrischer Belastung kompensiert. Eine einfache Art der Führung stellen Stollenführungen dar. Im Bedarfsfall einer genaueren Zentrierung werden Säulenführungen verwendet.

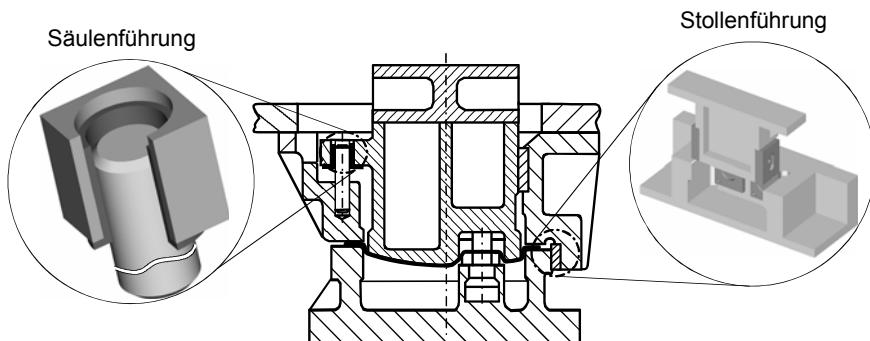


Abb. 3.71 Stollen- und Säulenführung an einem Ziehwerkzeug

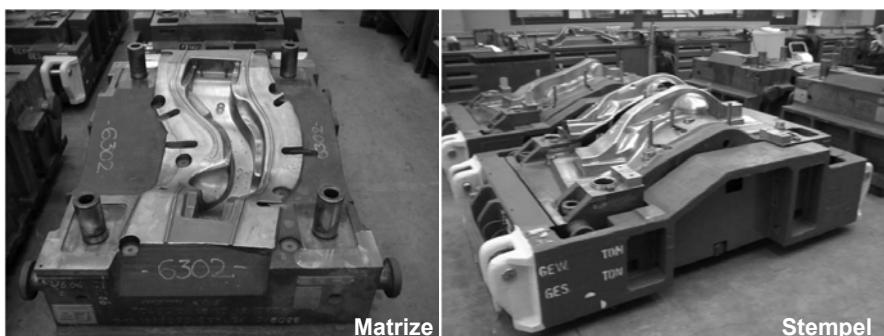


Abb. 3.72 Tiefziehwerkzeug für den Karosseriebau (Quelle: DaimlerChrysler AG)

Vorteile der Säulenführung gegenüber der Stollenführung:

- genauere Führung,
- Aufnahme von Querkräften aus beliebiger Richtung senkrecht zur Ziehrichtung mit gleichem Widerstand.

Bei der Herstellung von komplexen Karosserieteilen werden in der Regel viele verschiedene Einzelwerkzeuge verwendet. Jedes dieser Einzelwerkzeuge ist für jeweils einen Fertigungsschritt ausgelegt. In Abb. 3.72 ist als Beispiel ein Tiefziehwerkzeug für die Herstellung einer PKW-B-Säule dargestellt.

Werkzeugwerkstoffe

Speziell bei der Verarbeitung höherfester Stahlbleche kommt es zu einer verstärkten Belastung der Werkzeuge und zu einem erhöhten abrasiven Verschleiß. Bei der Verarbeitung von Aluminiumblechen treten verstärkt Aufschweißungen am Werkzeug auf (vgl. Kap. 3.13.1).

Daher ist es erforderlich, den Aufbau der Karosseriewerkzeuge an die entsprechenden Prozessparameter anzupassen sowie in Abhängigkeit des zu verarbeitenden Blechwerkstoffs geeignete Werkzeugwerkstoffe, Wärmebehandlungen und Werkzeugbeschichtungen auszuwählen (vgl. Kap. 3.13.2).

Die folgenden Tabellen zeigen diesbezüglich eine Auswahl für die Operationen Tiefziehen (vgl. Kap. 3.2), Schneiden (vgl. Kap. 3.10) und Abkanten bzw. Nachformen (Kap. 3.11), wie sie in Karosseriewerkzeugen vorkommen. Die Tabellen nach G. Haller, Allgaier sind als Empfehlungen zu sehen und sind differenziert nach zu verarbeitenden Blechwerkstoffen:

Tabelle 3.2: Stahlbleche $R_m < 400 \text{ MPa}$,

Tabelle 3.3: Stahlbleche $400 \text{ MPa} < R_m < 650 \text{ MPa}$,

Tabelle 3.4: Stahlbleche $R_m > 650 \text{ MPa}$,

Tabelle 3.5: Edelstahlbleche,

Tabelle 3.6: Aluminiumbleche.

Tabelle 3.2 Werkzeugwerkstoffe für das Tiefziehen, das Schneiden sowie für das Abkanten und Nachformen für Stahlbleche mit einer Zugfestigkeit von $R_m < 400$ MPa
 W = Walzmaterial
 G = gegossenes Material

Tiefziehwerkzeug		Werkzeug- werkstoff	Stempel	GGG70L, GG25CrMo	
Monoblock			Matrize		
Niederhalter			Niederhalter		
Schneidwerkzeug		Wärmebe- handlung	Stempel	Randschichthärtung (Flamm-, Induktiv- oder Laserhärteten)	
Schneid- matrize			Matrize		
Blech			Niederhalter		
Abkantwerkzeug/ Nachformwerkzeug		Beschich- tung	Stempel	Plasmanitrieren Hartverchromen (Außenhaut)	
Monoblock			Matrize		
Segmentiert			Niederhalter		
Monoblock		Werkzeug- werkstoff	Schneidstem- pel/-matrize	1.2363 W, 1.2370 G, 1.2601, 1.2333, 1.2550	
Segmentiert			Lochstempel/ Lochmatrize	1.2379, 1.2436	
			Schneidstem- pel/-matrize	Vergütet HRC 58-60	
		Wärmebe- handlung	Lochstempel/ Lochmatrize	Vergütet HRC 58-60 nach Norm	
			Schneidstem- pel/-matrize	entfällt	
			Lochstempel/ Lochmatrize		
		Beschich- tung	Stempel/ Matrize	1.2769	
			Segmentiert/ Einsätze	1.2379 W, 1.2382 G	
			Stempel/ Matrize	Vergütet oder Randschichthärtung (Flamm-, Induktiv- oder Laserhärteten)	
		Wärmebe- handlung	Segmentiert/ Einsätze	Vergütet HRC 58	
			Stempel/ Matrize	entfällt	
			Segmentiert/ Einsätze		
		Beschich- tung	Stempel/ Matrize		
			Segmentiert/ Einsätze		
			Stempel/ Matrize		

Tabelle 3.3 Werkzeugwerkstoffe für das Tiefziehen, das Schneiden sowie für das Abkanten und Nachformen für Stahlbleche mit einer Zugfestigkeit von 400 MPa < Rm < 650 MPa

W = Walzmaterial

G = gegossenes Material

* = Firma Dörrenberg

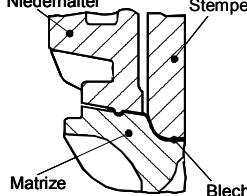
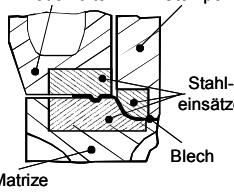
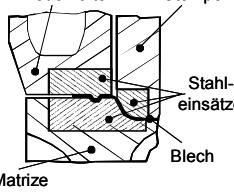
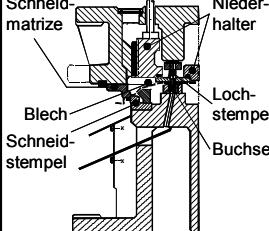
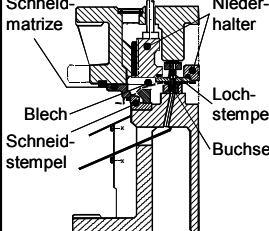
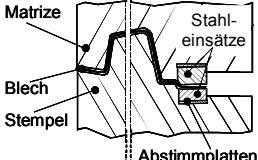
Tiefziehwerkzeug		Werkzeug- werkstoff	Stempel	1.2320	
Monoblock			Matrize	GGG80	
			Niederhalter	VSGG	
	Wärmebe- handlung	Werkzeug- werkstoff	Stempel	Randschichthärtung (Flamm-, Induktiv- oder Laserhärtung)	
			Matrize		
			Niederhalter		
	Beschich- tung	Werkzeug- werkstoff	Stempel	Plasmanitrieren Hartverchromen (Außenhaut)	
			Matrize		
			Niederhalter		
Tiefziehwerkzeug		Werkzeug- werkstoff	Stempel	1.2320	
Segmentiert			Matrize/ Niederhalter	GG50, GS45 (Werkzeuggestell)	
	Wärmebe- handlung		Einsätze	1.2379 W, 1.2382 G	
			Stempel	Vergüten oder Randschichthärtung	
			Matrize/ Niederhalter		
	Beschich- tung		Einsätze	Vergütet HRC 58-60	
			Stempel		
			Matrize/ Niederhalter		
	Werkzeug- werkstoff		Einsätze	Badnitrieren, Plasmanitrieren (PVD, CVD)	
			Schneidstempel-/matrize	1.2379 W, 1.2382 G, 1.2550 G, PM4GG*	
			Lochstempel/ Lochmatrize	1.2379, 1.3343	
	Wärmebe- handlung		Schneidstempel-/matrize	Vergütet HRC 58-60	
			Lochstempel/ Lochmatrize	Vergütet HRC 58-60 nach Norm	
			Schneidstempel-/matrize	entfällt	
	Beschich- tung		Lochstempel/ Lochmatrize	Nitrieren (PVD, CVD)	
Abkantwerkzeug/ Nachformwerkzeug		Werkzeug- werkstoff	Stempel/ Matrize	1.2320	
Monoblock			Segmentiert/ Einsätze	1.2379 W, 1.282 G	
	Wärmebe- handlung		Stempel/ Matrize	Randschichthärtung (Flamm-, Induktiv- oder Laserhärtung)	
			Segmentiert/ Einsätze	Vergütet HRC 58	
			Stempel/ Matrize	entfällt	
	Beschich- tung		Segmentiert/ Einsätze		

Tabelle 3.4 Werkzeugwerkstoffe für das Tiefziehen, das Schneiden sowie für das Abkanten und Nachformen für Stahlbleche mit einer Zugfestigkeit von $R_m > 650$ MPa
 W = Walzmaterial

G = gegossenes Material

* = Firma Dörrenberg

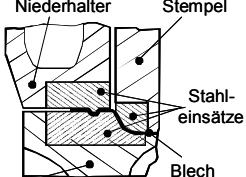
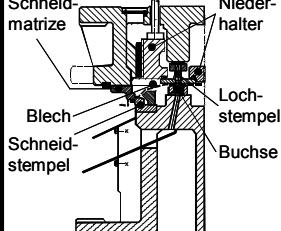
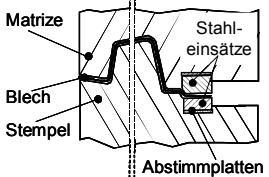
Tiefziehwerkzeug		Werkzeug- werkstoff	Stempel	1.2333, GP4M*	
Segmentiert			Matrize/ Niederhalter	GGG50, GS45 (Werkzeuggestell)	
Niederhalter Stempel			Einsätze	1.2379 W, 1.2382 G, GP4M*	
			Stempel	Vergütet oder Randschichthärtung	
Matrize			Matrize/ Niederhalter	entfällt	
Blech			Einsätze	Vergütet HRC 58-60	
Schneidwerkzeug			Stempel	Plasmanitrieren	
			Matrize/ Niederhalter	Badnitrieren, Plasmanitrieren (CVD, CVD)	
Schnied- matrise			Schneidstempel-/matrize	GP4M*, PM=T3P4, HM≈G30	
Nieder- halter			Lochstempel/ Lochmatrize	PM ASP T3P4, HM G30	
Abkantwerkzeug/ Nachformwerkzeug		Wärmebe- handlung	Schneidstempel-/matrize	Vergütet nach Vorschrift	
Monoblock			Lochstempel/ Lochmatrize	Vergütet nach Vorschrift	
Segmentiert			Schneidstempel-/matrize	PVD, CVD	
			Lochstempel/ Lochmatrize	PVD, CVD	
Matrize			Stempel/ Matrize	GGG50, GS45 (Werkzeuggestell)	
Blech		Wärmebe- handlung	Segmentiert/ Einsätze	1.2379 W, 1.2382 G	
Stempel			Stempel/ Matrize		
Abstimmplatten			Segmentiert/ Einsätze	Vergütet HRC 58	
Beschich- tung		Stempel/ Matrize			
		Segmentiert/ Einsätze	CVD, PVD		

Tabelle 3.5 Werkzeugwerkstoffe für das Tiefziehen, das Schneiden sowie für das Abkanten und Nachformen für Edelstahlbleche

W = Walzmaterial

G = gegossenes Material

* = Firma Dörrenberg

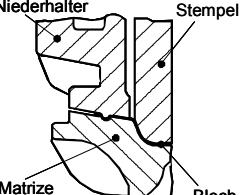
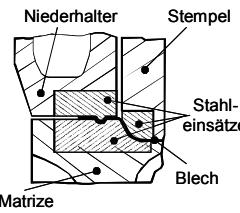
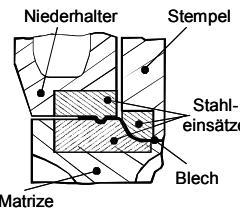
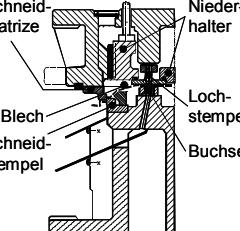
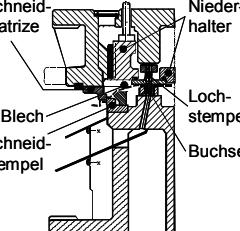
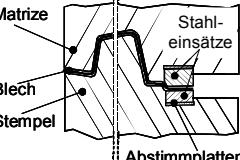
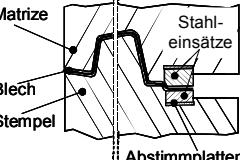
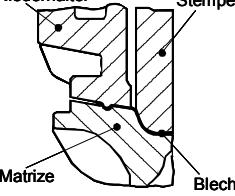
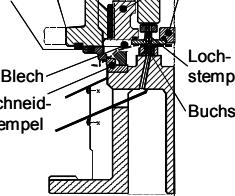
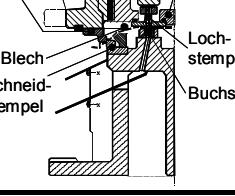
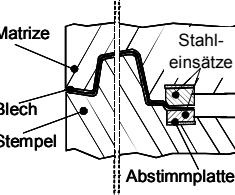
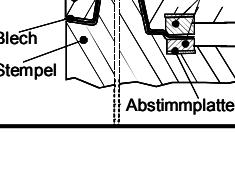
Tiefziehwerkzeug		Werkzeug- werkstoff	Stempel	1.2320, VSGG, GP4M*	
Monoblock			Matrize		
Niederhalter			Niederhalter		
	Stempel	Wärmebe- handlung	Stempel	Vergütet, Randschichthärtung (Flamm-, Induktiv- oder Laserhärteten)	
			Matrize		
			Niederhalter		
	Stempel	Beschich- tung	Stempel	PVD, CVD	
			Matrize		
			Niederhalter		
Tiefziehwerkzeug		Werkzeug- werkstoff	Stempel	GG50, GS45 (Werkzeuggestell)	
Segmentiert			Matrize/ Niederhalter		
	Stempel		Einsätze		
	Wärmebe- handlung	Stempel	Ampco für Riefenfreie Fertigung		
		Matrize/ Niederhalter			
	Stempel	Beschich- tung		Einsätze	
				Matrize/ Niederhalter	
				Einsätze	
Schneidwerkzeug		Werkzeug- werkstoff	Schneidstempel/-matrize	1.2379 W, 1.2382 G	
	Nieder- halter		Lochstempel/ Lochmatrize	1.3343, HM G30, PM ASP	
	Wärmebe- handlung	Schneidstempel/-matrize	Vergütet HRC 58-60		
		Lochstempel/ Lochmatrize	Vergütet nach Norm		
	Stempel	Beschich- tung	Schneidstempel/-matrize	entfällt	
			Lochstempel/ Lochmatrize		
			Einsätze		
Abkantwerkzeug/ Nachformwerkzeug		Werkzeug- werkstoff	Stempel/ Matrize	1.2320	
Monoblock			Segmentiert/ Einsätze	1.2379 W, 1.282 G	
	Stempel	Wärmebe- handlung	Stempel/ Matrize	Randschichthärtung (Flamm-, Induktiv- oder Laserhärteten)	
			Segmentiert/ Einsätze	Vergütet HRC 60	
		Beschich- tung	Stempel/ Matrize	entfällt	
			Segmentiert/ Einsätze	PVD , CVD	

Tabelle 3.6 Werkzeugwerkstoffe für das Tiefziehen, das Schneiden sowie für das Abkanten und Nachformen für Aluminiumbleche

W = Walzmaterial

G = gegossenes Material

Tiefziehwerkzeug		Werkzeug- werkstoff	Stempel	GGG70L, GG52	
Monoblock			Matrize		
Niederhalter	Stempel		Niederhalter		
		Wärmebe- handlung	Stempel	Randschichthärtung (Flamm-, Induktiv- oder Laserhärteten)	
			Matrize		
			Niederhalter		
		Beschich- tung	Stempel	Plasmanitrieren Hartverchromen (Außenhaut)	
			Matrize		
			Niederhalter		
Schneidwerkzeug		Werkzeug- werkstoff	Schneidstempel-/matrize	1.2363 W, 1.2370 G, 1.2379 W, 1.2382 G	
			Lochstempel/Lochmatrize	1.2379	
	Wärmebe- handlung	Schneidstempel-/matrize	Vergütet HRC 58-60		
				Lochstempel/Lochmatrize	Vergütet HRC 58-60
	Beschich- tung	Schneidstempel-/matrize	Badnitrieren, Plasmanitrieren		
		Lochstempel/Lochmatrize	Badnitrieren, Plasmanitrieren		
	Werkzeug- werkstoff	Stempel/ Matrize	1.2769		
		Segmentiert/ Einstütze	1.2379 W, 1.2382 G		
		Wärmebe- handlung	Stempel/ Matrize	Vergütet oder Randschichthärtung (Flamm-, Induktiv- oder Laserhärteten)	
			Segmentiert/ Einstütze	Vergütet HRC 60	
		Beschich- tung	Stempel/ Matrize	entfällt	
			Segmentiert/ Einstütze	Badnitrieren (PVD, CVD)	

3.6.2 Betätigungsarten des Niederhalters

Für die Beaufschlagung des Niederhalters mit der für den Tiefziehvorgang erforderlichen Kraft bestehen vielfältige Möglichkeiten.

Zum einen können entsprechende Vorrichtungen im Werkzeug integriert werden wie beispielsweise Federelemente. Zum anderen besteht bei der Verwendung von doppeltwirkenden Pressen die Möglichkeit, die Niederhalterkräfte von der Maschine auf das Werkzeug zu übertragen.

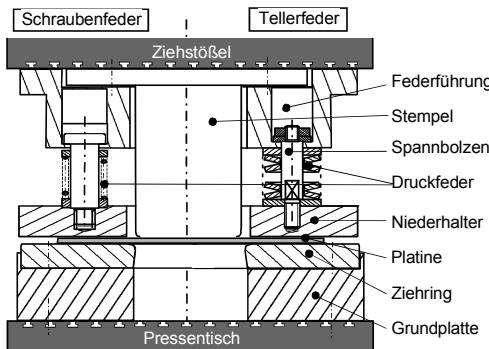


Abb. 3.73 Schematische Darstellung a) der Schrauben- und b) der Tellerfeder im Werkzeug

3.6.2.1 Mit Federn beaufschlagter Niederhalter

Bei Tiefziehwerkzeugen mit kurzen Ziehwegen, die für den Einsatz in einfach wirkenden Pressen konzipiert sind, werden die Niederhalterkräfte häufig durch Federelemente (Stahl, Elastomere, Gasdruck) aufgebracht. Hierbei werden Größe und Verlauf der Niederhalterkraft durch die Federcharakteristik und den Stöbelweg bestimmt.

Stahldruckfeder

Als Stahldruckfedern werden Schrauben- und Tellerfedern im Werkzeug eingesetzt (Abb. 3.73, Abb. 3.74). Schraubenfedern werden für große Federhübe z.B. in einem Verbundwerkzeug verwendet. Die Richtlinien für Schraubenfedern sind in DIN2098-1 und DIN2098-2 aufgeführt. Tellerfedern werden hingegen oft in Schneidwerkzeugen eingesetzt. Die besondere Eigenschaft der Tellerfedern besteht darin, dass große Federkräfte bei kleinem Federhub und geringer Einbauhöhe erreicht werden. Die Gestaltung der Tellerfeder wird nach DIN2093 und DIN2092 ausgelegt.

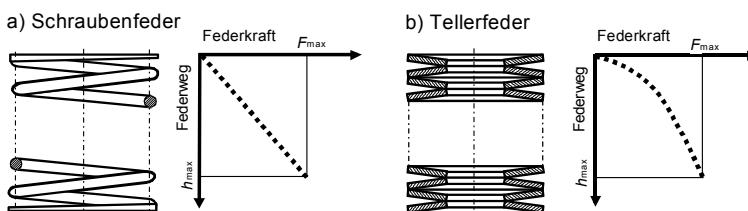


Abb. 3.74 Kennlinien von Stahldruckfedern

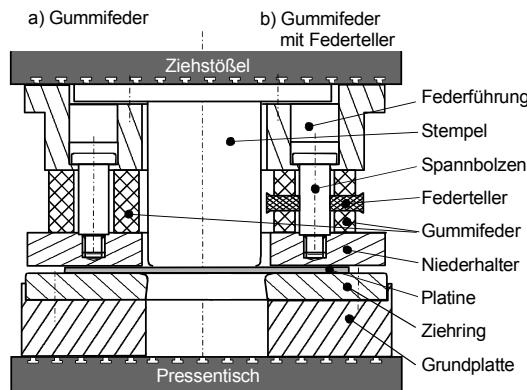


Abb. 3.75 Schematische Darstellung von Elastomerdruckfedern im Werkzeug

Elastomerfeder

Als Elastomerfedern werden synthetische Gummimaterialien und hochelastische Kunststoffe (z.B. Polyurethan) eingesetzt (Abb. 3.75). Elastomerfedern sind in der Regel ölfest und ihre Federcharakteristik weist eine hochgelagerte Federkennlinie (z.B. bei Polyurethan) auf. Diese Art Federn sind jedoch meist sehr empfindlich gegen Wärme. Bei der Verwendung von Druckfedern aus synthetischem Gummi sollte der Federweg mit Rücksicht auf die Dauerfestigkeit 35 % der ungespannten Federhöhe nicht überschreiten (Abb. 3.76).

Gasdruckfeder

Mit Stickstoff gefüllte Gasdruckfedern werden als alternative Lösung zum Aufbringen der Niederhalterkraft eingesetzt, wenn Stahl- und Elastomerfedern aufgrund eines höheren Kraftbedarfs nicht mehr ausreichend bzw. aus Platzgründen im Werkzeug nicht mehr unterzubringen sind (Abb. 3.77). Stickstoff ist nicht brennbar, inert, preisgünstig und ungiftig /Sch93/.

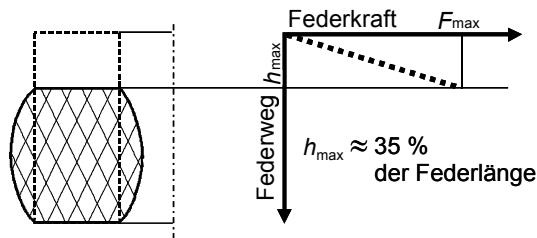


Abb. 3.76 Kennlinie einer Elastomerfeder

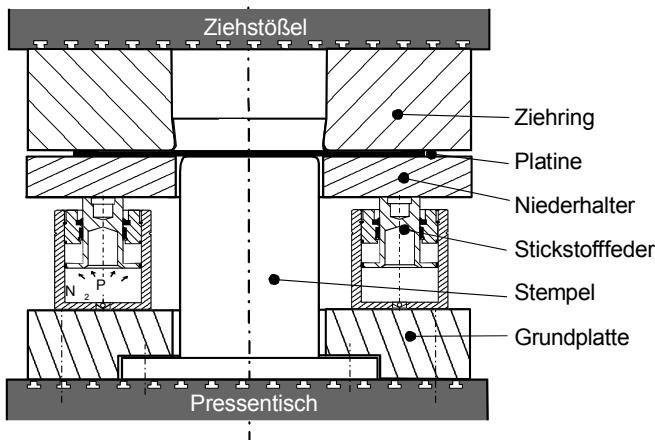


Abb. 3.77 Schematische Darstellung der Stickstofffeder im Tiefziehwerkzeug

Vorteil der Stickstofffeder gegenüber Stahl- und Elastomerfedern /Sch92/:

- geringerer Bauraum (autonome Stickstofffeder),
- nahezu konstanter Kraftverlauf über dem Ziehweg (offenes Stickstoff-Federsystem),
- Federkraft einstellbar und veränderbar über dem Ziehweg (gesteuertes Stickstoff-Federsystem).

Bauarten von Stickstofffedern:

a) Autonome Stickstofffeder

Die autonome Stickstofffeder wird vor dem Einsatz mit einem bestimmten Stickstoffdruck beaufschlagt. Bei der Abwärtsbewegung strömt der Stickstoff durch die Ausgleichsbohrung vom unteren Raum des Kolbens in den kleineren oberen Raum (Abb. 3.78). Da der Volumenstrom an der Ausgleichsbohrung kleiner ist als die im unteren Zylinderraum entstehende Volumenänderung, steigt der Druck p_1 stark an. Mit steigendem Fülldruck im Stickstoffzylinder erhöht sich die maximal wirkende Kraft F_{\max} . Die Steigung der Kraft-Weg-Kennlinie wird mit zunehmender Baugröße kleiner.

b) Offenes Stickstoff-Federsystem

Im offenen Stickstoff-Federsystem werden meistens mehrere Stickstofffedern mit einem Ausgleichstank eingesetzt. Anstatt der Ausgleichsbohrung in der Kolbenseiche wird eine Verbindung durch Hochdruckschläuche zwischen unterem Zylinderraum und Ausgleichstank hergestellt (Abb. 3.79).

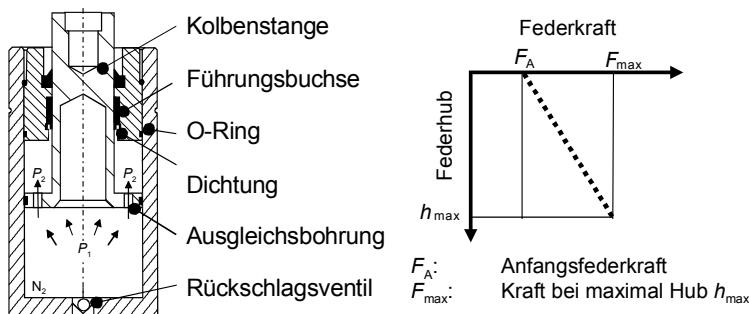


Abb. 3.78 Autonome Stickstofffeder und deren Kennlinie

Um die Entstehung eines Vakuums im oberen Zylinderraum zu vermeiden, wird im oberen Zylinderraum eine Entlüftungsbohrung angebracht. Das Federsystem wird in Klein- und Großwerkzeugen in der Automobil- und Schmiedeindustrie eingesetzt. Die Niederhalterkraft bleibt beim Ausgleich des Druckanstiegs im externen Speichertank über dem Ziehweg konstant.

c) Gesteuertes Stickstoff-Federsystem

Ein über dem Ziehweg steuerbarer Niederhalterkraftverlauf ist für den Umformprozess von großem Vorteil. In einfach wirkenden Pressen werden häufig steuerbare hydraulische Zieheinrichtungen eingesetzt, um die Niederhalterkraft zu variieren.

Eine alternative Lösung ist der Einsatz steuerbarer und/oder regelbarer Stickstofffedern im Werkzeug /Sch93, Sie01a/. Hierdurch können einfach wirkende Pressen ohne Zieheinrichtung eingesetzt werden.

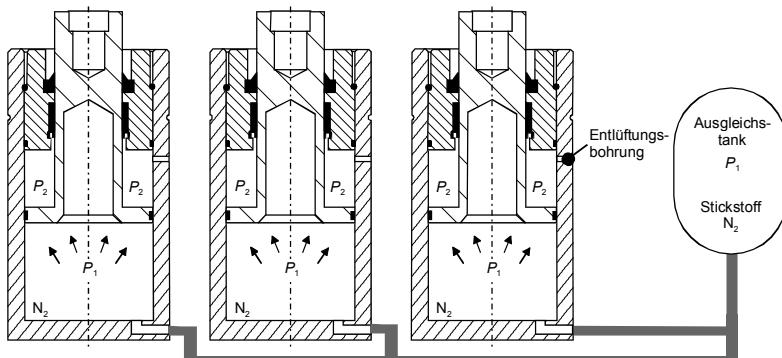


Abb. 3.79 Offenes Stickstoff-Federsystem

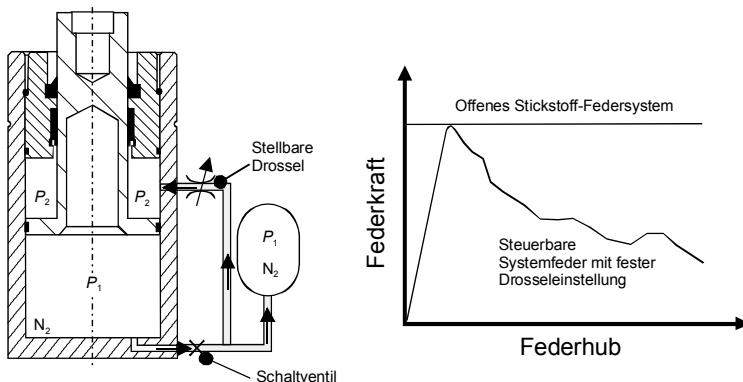


Abb. 3.80 Schematische Darstellung eines gesteuerten Stickstoff-Federsystems /Sie01a/

In Abb. 3.80 ist ein gesteuertes Stickstoff-Federsystem mit einer stellbaren Drossel schematisch dargestellt. Bei der Abwärtsbewegung des Kolbens wird das Schaltventil geöffnet. Das Gas strömt vom unteren Zylinderraum in den Ausgleichstank. Durch die Anpassung der Stößelgeschwindigkeit und der Drossel über dem Ziehweg wird der Niederhalterkraftverlauf variiert.

Mit der vorgebbaren Öffnungsfunktion der Drossel und der kontinuierlichen Drucküberwachung ist eine Regelung des Niederhalterkraftverlaufs über dem Ziehweg realisierbar.

In Abb. 3.81 ist der Einfluss des Niederhalterkraftverlaufs auf die resultierende Flächenpressung im Flanschbereich über dem Ziehweg beispielhaft für folgende Varianten dargestellt:

- eine konstante Niederhalterkraft (z.B. Gasdruckfeder, Abb. 3.80)
- für eine steigende Niederhalterkraft (z.B. Schraubenfeder, Abb. 3.74)
- für eine fallende Niederhalterkraft

In allen drei Fällen wurde die Reduzierung der Flanschfläche über dem Ziehweg gleich angenommen. Die Flächenpressung berechnet sich über dem Ziehweg nach folgender Beziehung:

$$p_N = \frac{F_N}{A} \quad (3.118)$$

- p_N : Flächenpressung
 F_N : Niederhalterkraft
 A : Flanschfläche

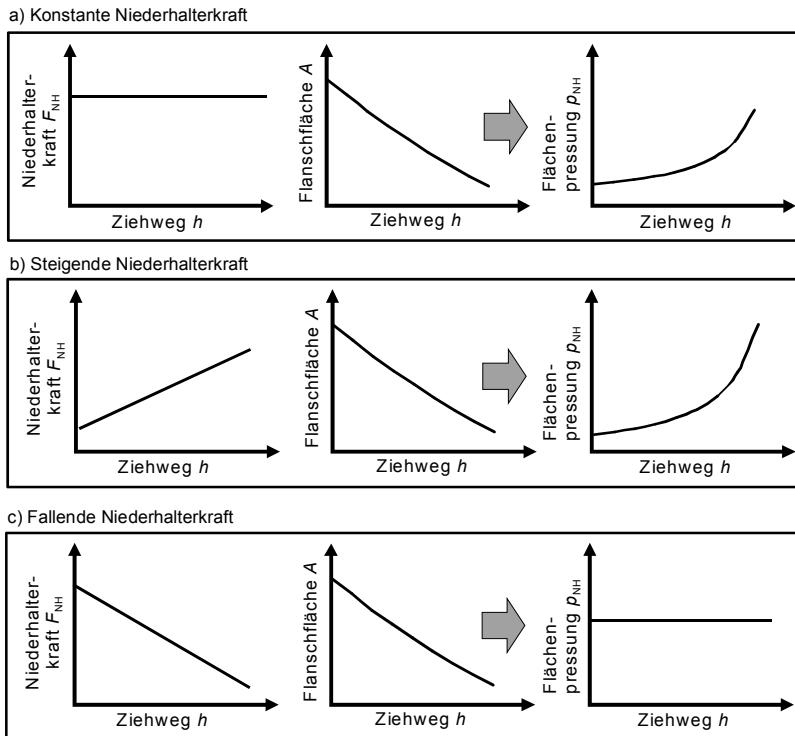


Abb. 3.81 Änderung der Flächenpressung im Flanschbereich über dem Ziehweg

- Zu a) Eine konstante Niederhalterkraft führt zu einer progressiven Änderung der Flächenpressung über dem Ziehweg.
- Zu b) Eine steigende Niederhalterkraft führt zu einer verstärkten progressiven Änderung der Flächenpressung über dem Ziehweg.
- Zu c) Eine zur Flanschfläche proportional fallende Niederhalterkraft führt zu einer fast konstanten Flächenpressung über dem Ziehweg.

3.6.2.2 Niederhalter betätigt durch Blechhalterstößel auf doppeltwirkenden Pressen

Bei einer doppeltwirkenden Presse wird der Stößel, der sich im Kopfstück der Presse befindet, in Niederhalter- und Ziehstößel unterteilt (Abb. 3.82). Die Niederhalterkraft wird durch den Niederhalterstößel aufgebracht. Der Ziehstößel bringt die erforderliche Ziehkraft auf. Die beiden Stößel sind voneinander unabhängig ansteuerbar. Die Matrize wird auf dem Pressentisch befestigt. Der in das Werkzeugunterteil integrierte Auswerfer dient zur Herausnahme des Ziehteils.

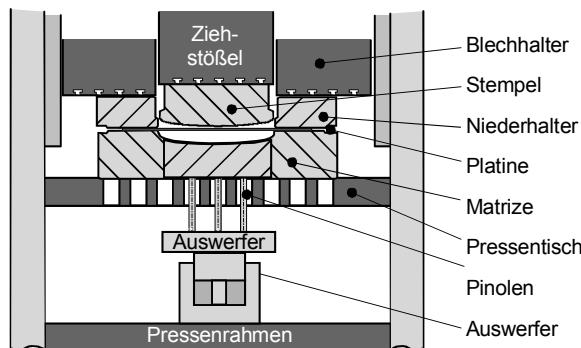


Abb. 3.82 Niederhalterposition bei doppeltwirkenden Pressen

In Abb. 3.83 ist das Funktionsprinzip eines Werkzeugs in einer doppeltwirkenden Presse dargestellt.

1. Die Platine wird auf die Matrizen gelegt.
2. Der Niederhalter wird durch einen Niederhalterstößel zur Matrize gefahren und klemmt dort die Platine fest.
3. Der Stempel wird mittels Ziehstößel nach unten in Bewegung gesetzt und formt die Platine um.
4. Das Ziehteil wird durch den Auswerfer aus der Matrize entfernt.

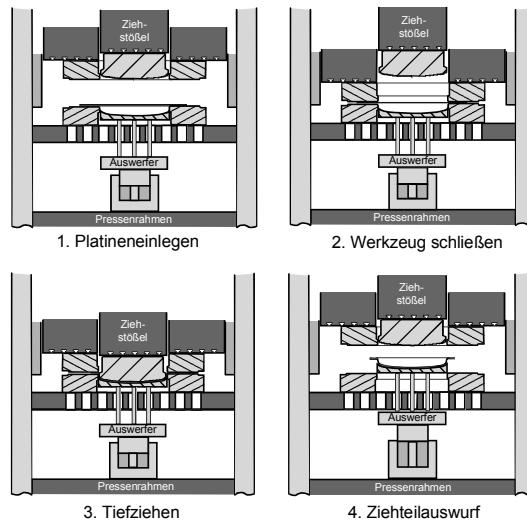


Abb. 3.83 Funktionsprinzip eines doppeltwirkenden Werkzeugsystems

3.6.2.3 Niederhalter betätigt durch Ziehapparat auf einfach wirkenden Pressen

In Abb. 3.84 ist ein Werkzeugsystem in einer einfach wirkenden Presse dargestellt. Die Niederhalterkraft wird durch eine Ziecheinrichtung aufgebracht, die unter dem Pressentisch eingebaut ist. Sie wird über Pinolen auf den Niederhalter übertragen. Die Matrize wird am Ziehstöbel befestigt. Der Stempel steht auf dem Pressentisch ortsfest.

Ein einfach wirkendes Werkzeugsystem funktioniert wie folgt:

1. Die Platine wird auf den Niederhalter gelegt.
2. Die Matrize fährt auf den Niederhalter und klemmt kraftschlüssig die Platine gegen den Niederhalter.
3. Die Stöbelkraft wirkt der nach oben wirkenden Kraft der Ziecheinrichtung entgegen. Die Platine wird über dem Stempel umgeformt.
4. Der Niederhalter fährt nach dem Umformvorgang zur Ausgangsposition und streift das Ziehteil vom Stempel.

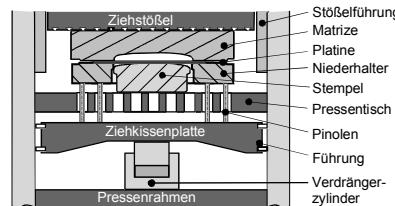


Abb. 3.84 Niederhalter bei einfach wirkenden Pressen

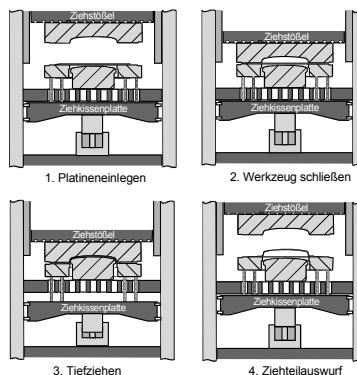


Abb. 3.85 Funktionsprinzip eines einfach wirkenden Werkzeugsystems

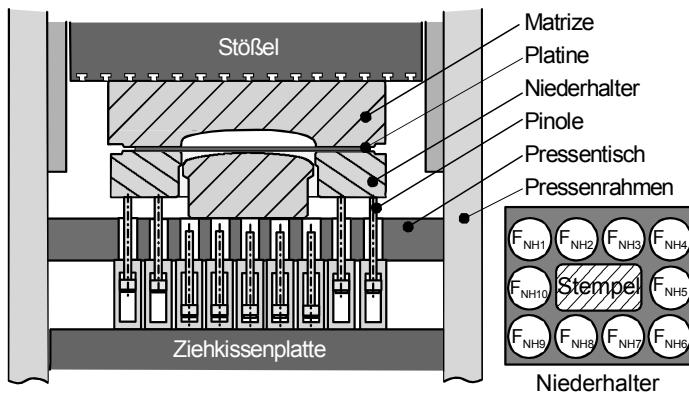


Abb. 3.86 Vielpunktzieheinrichtung auf einfach wirkender Presse nach Bielfeldt /Bie91/

Die Anforderungen an eine gezielte lokale Niederhalterkrafteinleitung bei der Produktion komplexer Ziehteile führten zur Entwicklung der Vielpunktzieheinrichtung auf einfach wirkenden Pressen /Bie91, Neu95, Pah98, Sie91, Sie98a/.

Bei Vielpunktzieheinrichtungen wird die Niederhalterkraft nicht über einen zentralen Zylinder übertragen, sondern über mehrere separat ansteuerbare Hydraulikzylinder (Abb. 3.86). Dies ermöglicht in Verbindung mit einem segmentierten oder elastischen Niederhalter eine lokale Variation der Niederhalterkräfte.

3.6.3 Niederhaltersysteme

Beim Tiefziehen erfolgt die Einleitung der Niederhalterkraft überwiegend durch starre Niederhalter. Die Weiterentwicklung im Bereich der Pressentechnik ermöglicht zwar die lokale Einleitung der Niederhalterkraft durch Vielpunktzieheinrichtungen, dies erfolgt jedoch in der Regel über sehr steif ausgelegte Werkzeugelemente.

Gerade beim Tiefziehen nicht-rotationssymmetrischer Ziehteile kommt es bedingt durch die geometrischen Verhältnisse zu unterschiedlichen Spannungszuständen und damit zu unterschiedlichen Blechaufdickungen im Flanschbereich des Ziehteils (Abb. 3.87).

Um bei der Verwendung eines starren Niederhalters die unterschiedlichen Blechaufdickungen (und die daraus resultierenden unterschiedlichen Flächenpressungen) zu kompensieren, werden die Werkzeuge eingearbeitet (Tuschiervorgang). Der erforderliche Einarbeitungsvorgang auf Einricht- und Produktionspressen wird durch Handarbeit geleistet und ist deshalb sehr kostenintensiv.

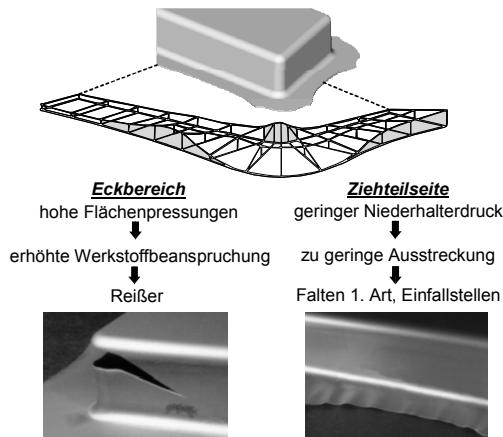


Abb. 3.87 Blechdickenänderung im Flanszbereich eines rechteckigen Ziehteils und die daraus resultierenden Ziehteilfehler während des Tiefziehprozesses /Str82a/

Um die Reproduzierbarkeit und die Prozessstabilität zu erhöhen, werden steifigkeitsoptimierte Niederhaltersysteme eingesetzt. Im Folgenden wird auf unterschiedliche Niederhaltersysteme eingegangen.

3.6.3.1 Starrer Niederhalter

Abb. 3.88 zeigt den prinzipiellen Aufbau eines rotationssymmetrischen Tiefziehwerkzeugs mit starrem Niederhalter.

Eigenschaften:

- einfache Konstruktion des Niederhalters,
- unterschiedliche Flächenpressungen im Ziehteilflansch aufgrund von Blechaufdickungen – dies wird in der Praxis bei der Einarbeitung des Werkzeugs kompensiert,

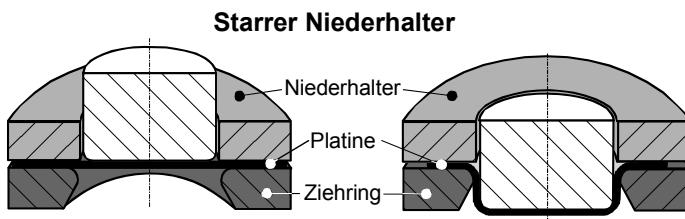


Abb. 3.88 Prinzipieller Aufbau eines rotationssymmetrischen Tiefziehwerkzeugs mit starrem Niederhalter

- aufwendige manuelle Einarbeitung bei der Werkzeugherstellung zur Kompen-sation von Maschineneinflüssen wie z.B. Kippung, Versatz, Tisch- und Stößeldurchbiegung,
- hoher Zeit- und Kostenaufwand bei der manuellen Einarbeitung der Werkzeuge (ca. 32 % der Herstellkosten /Mey98/),
- in der Regel erneute Einarbeitung der Werkzeuge bei Inbetriebnahme auf der Produktionspresse.

3.6.3.2 Segmentierter Niederhalter

Beim segmentierten Niederhalter ist die Niederhalterfläche in mehrere getrennt ansteuerbare Segmente unterteilt /Sie95, Sie97, Sie98b, Nin98, Pos98, Gri00/. Diese können durch werkzeuginterne Hydraulikzylinder während des Ziehvorgangs unterschiedlich stark mit einer variablen Kraft beaufschlagt werden. Der prinzipielle Aufbau eines segmentierten Niederhalters ist in Abb. 3.89 dargestellt.

Eigenschaften:

- lokale Beeinflussung des Materialeinzugs durch die Niederhalterkraft,
- Niederhalterkraft ist während des Ziehvorgangs bereichsweise einstellbar,
- gut geeignet für den Einsatz von Tailored-Blanks,
- Markierungen auf der Ziehteiloberfläche durch die Trennfugen der Niederhaltersegmente sind unvermeidbar (für Innenteile unkritisch).

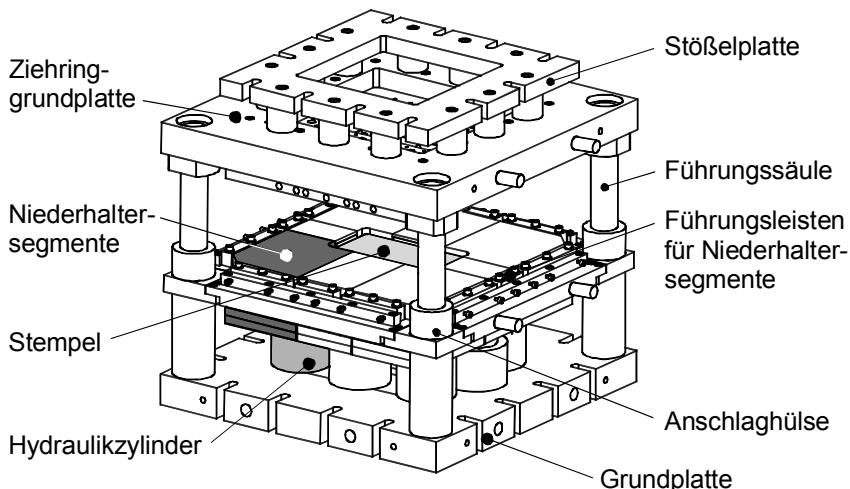


Abb. 3.89 Prinzipieller Aufbau des segmentierten Niederhalters /Gri00/

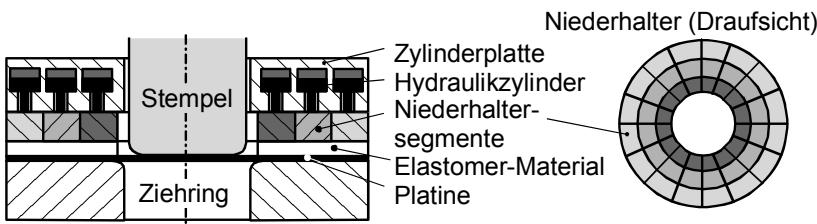


Abb. 3.90 Aufbau eines segmentelastischen Vielpunktniederhalters zur lokalen Beeinflussung der Flächenpressung im Flanschbereich nach Story /Sto88/

Der segmentierte Niederhalter der ALUMINUM COMPANY OF AMERICA, der in Abb. 3.90 dargestellt ist, wurde speziell für die Umformung von Aluminiumblechen entwickelt /Sto88/. Dieser unterscheidet sich vom vorher gezeigten durch die Anordnung der Segmente und einer zusätzlichen Hartgummiplatte.

Eigenschaften:

- Beeinflussung des Materialeinzugs durch die Niederhalterkraft,
- Niederhalterkraft ist während des Ziehvorgangs variierbar,
- Umformung von Tailored-Blanks durch Anordnung des Elastomer-Materials möglich,
- keine verbleibenden Markierungen auf dem Ziehteil durch das Elastomermaterial,
- hoher Steuerungsaufwand,
- hohe Anzahl an möglichen Parameterkombinationen.

3.6.3.3 Pulsierender Niederhalter

Abb. 3.91 zeigt den prinzipiellen Aufbau des pulsierenden Niederhalters nach Siegert /Sie98d/. Die Schwingungen werden über das abströmende Öl unter dem Kreisringkolben erzeugt.

Eigenschaften von pulsierenden Niederhaltern:

- Reduzierung von Tiefziehfehlern wie z.B. Falten 1. Art und Einfallstellen,
- aktive Steuerung und Beeinflussung des Prozesses möglich,
- Erhöhung der Ziehteilqualität,
- Erweiterung der Prozessgrenzen (Abb. 3.92),
- Verringerung der mittleren Reibkraft im Flansch,
- Steigerung des Grenzziehverhältnisses, Einsparungen von Ziehstufen möglich (im Vergleich zum starren Niederhalter).

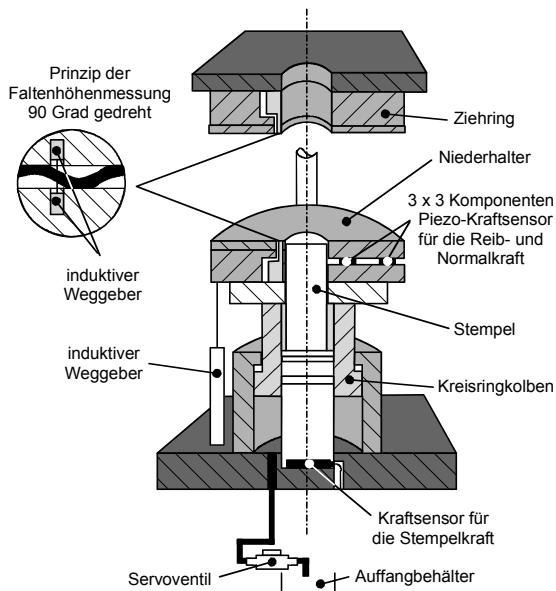


Abb. 3.91 Prinzipieller Aufbau des pulsierenden Niederhalters nach Siegert /Sie98d, Zie99/

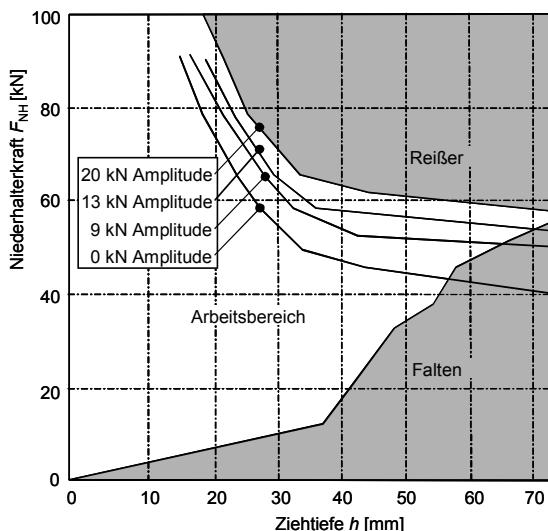


Abb. 3.92 Arbeitsdiagramm für konstante und schwangende Niederhalterkräfte über dem Ziehweg mit verschiedenen Amplituden bei gleicher Frequenz /Zie99/

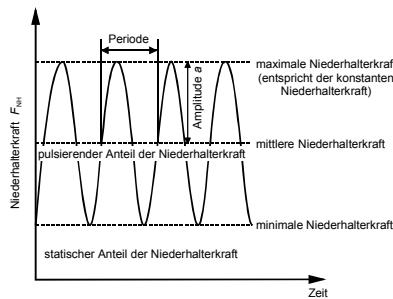


Abb. 3.93 Verlauf der pulsierenden Niederhalterkraft /Doe00, Kur00/

In Abb. 3.92 und Abb. 3.93 sind die Ergebnisse von Untersuchungen des Einflusses des pulsierenden Niederhalters auf die Umformeigenschaften dargestellt. Danach ist eine deutliche Steigerung des Grenzziehverhältnisses durch den Einsatz eines schwingenden Niederhalters möglich. Hierfür können folgende Ursachen genannt werden:

- Reduzierung der mittleren Niederhalterkraft,
- Reduzierung der Reibung im Flanschbereich durch die oszillierende Schwingung.

Abb. 3.93 zeigt den Kraftverlauf der schwingenden Niederhalterkraft.

3.6.3.4 Elastische Niederhaltersysteme

Eine Sonderform des segmentierten Niederhalters stellt der elastische Niederhalter dar, dessen Wirkfläche einteilig ausgeführt ist und daher keine Trennfugen aufweist. Auch mit dem elastischen Niederhalter ist es möglich, die Flächenpressung lokaler Bereiche des Bauteilflansches an die Prozessbedingungen anzupassen.

Varianten des elastischen Niederhalters:

- gummielastischer Niederhalter/Wit80, Rag84, Som86, Sto96/,
- elastischer Niederhalter mit Stützrippen /Ele01/.

Durch den Einsatz elastischer Niederhaltersysteme mit separat einstellbaren Niederhalterkräften ergeben sich im Vergleich zum starren Niederhalter folgende Vorteile:

- Vermeidung von Tiefziehfehlern wie z.B. Falten 1. Art und Einfallstellen durch die lokal anpassbaren Niederhalterkräfte,
- Vermeidung lokal überhöhter Flächenpressungen im Flansch (Abb. 3.94),
- Vermeidung von Oberflächenschäden beim Umformen lackierter Bleche durch eine homogener Flächenpressungsverteilung.

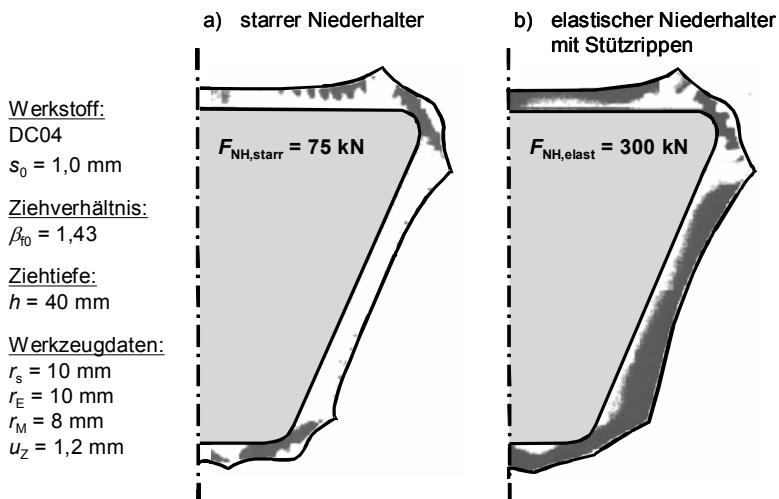


Abb. 3.94 Verteilung der Flächenpressung unterschiedlicher Niederhaltervarianten /Ele01/

In Abb. 3.95 ist der prinzipielle Aufbau eines elastischen Niederhalters nach Elend dargestellt /Ele01/. Durch die Verwendung einer Vielpunktzieheinrichtung ist eine Steuerung des Werkstoffflusses während des Tiefziehvorgangs möglich.

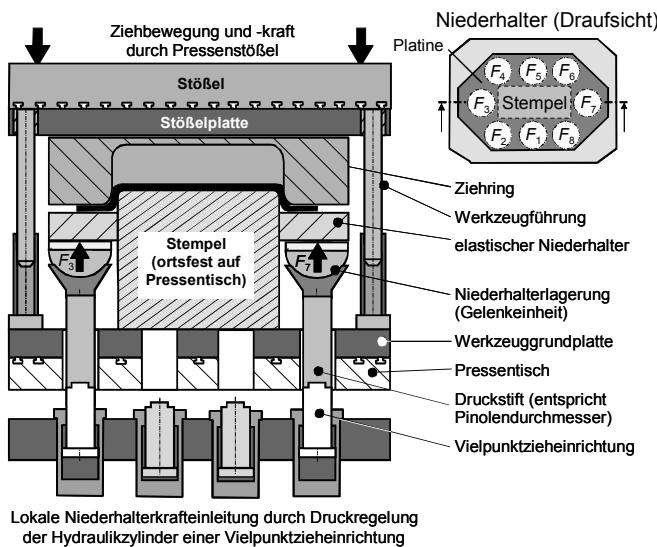


Abb. 3.95 Funktionsprinzip eines Werkzeugsystems mit elastischem Niederhalter für den Einsatz auf Pressen mit Vielpunktzieheinrichtung nach Elend /Ele01/

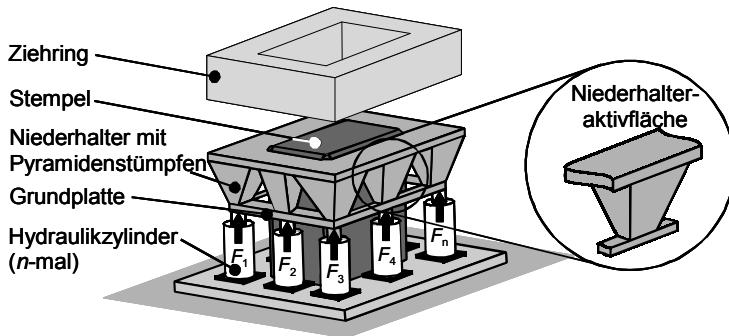


Abb. 3.96 Prinzipieller Aufbau des segmentelastischen Niederhalters mit Pyramidenstümpfen nach Siegert /Sie98c/

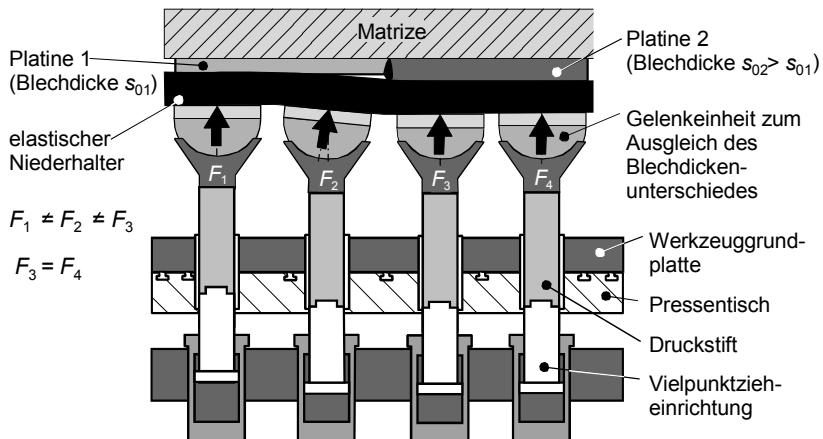


Abb. 3.97 Ausgleich von Blechdickenunterschieden bei der Umformung von Tailored-Blanks /Ele01/

Abb. 3.96 zeigt eine weitere Bauform eines elastischen Niederhaltersystems nach Siegert /Sie98c/. Hierbei erfolgt die Steuerung der Niederhalterpressung über im Werkzeug integrierte Hydraulikzylinder. Dieses Konstruktionsprinzip eines elastischen Niederhalters ist auch auf Pressen ohne Vielpunktzieheinrichtungen einsetzbar.

Bei dem in Abb. 3.95 dargestellten System mit Kugelkalotten ist der Abstand der Krafteinleitungsflächen größer als bei dem in Abb. 3.96 gezeigten System.

Die Kugelkalotten gewährleisten zudem eine gute Anpassung der Niederhalterposition an die Blechaufdickung oder an unterschiedlich dicke Platinenbereiche bei der Umformung von Tailored-Blanks Abb. 3.97. Vergleichende Untersuchungen wurden noch nicht durchgeführt.

3.7 Wirkmedienbasierte Umformung

Eine Übersicht über Verfahren der wirkmedienbasierten Umformung zeigt Abb. 3.98. Einige der genannten Verfahren werden in den folgenden Kapiteln näher erläutert.

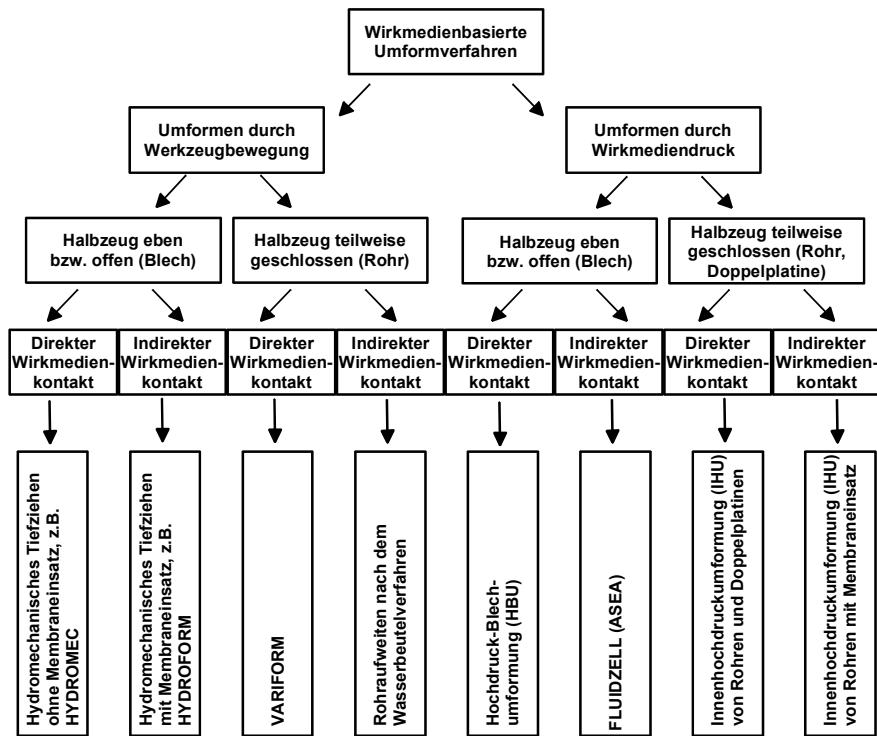


Abb. 3.98 Einteilung nach VDI Richtlinie 3146 / VDI3146 /

3.7.1 Hydromechanisches Tiefziehen

Im Bereich der Tiefziehverfahren mit Wirkmedien wurde eine Vielzahl von Verfahrensvarianten entwickelt /Fin90/. Das wesentliche Merkmal wirkmedienbasierter Tiefziehverfahren besteht darin, dass ein Werkzeugelement durch ein Druckmedium ersetzt wird. Der prinzipielle Verfahrensablauf des hydromechanischen Tiefziehens: gliedert sich wie folgt:

1. Die Platine wird direkt auf das mit einem Wirkmedium gefüllte Unterwerkzeug (Wasserkasten) gelegt.
2. Das Werkzeug wird durch den Niederhalter verschlossen.
3. Der Stempel formt das Werkstück gegen den sich aufbauenden Wirkmediumdruck in den Wasserkasten um.

Das Prinzip des hydromechanischen Tiefziehens zeigt Abb. 3.99.

Das hydromechanische Tiefziehen weist folgende Eigenschaften auf:

- geringere Werkzeugkosten durch die entfallende Matrize,
- Reduzierung üblicher Einarbeitungsarbeiten und
- Umformung unterschiedlicher Blechwerkstoffe und Blehdicken mit einem Werkzeug.

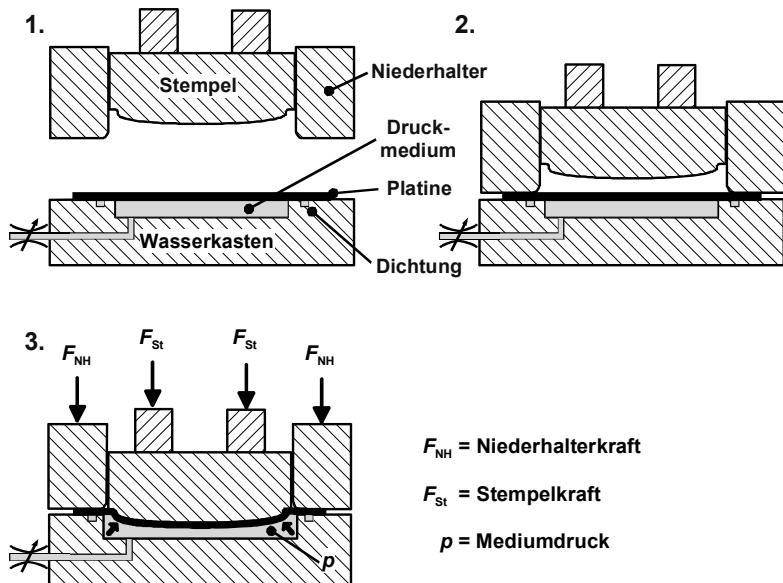


Abb. 3.99 Prinzipdarstellung des hydromechanischen Tiefziehens /Oeh01/

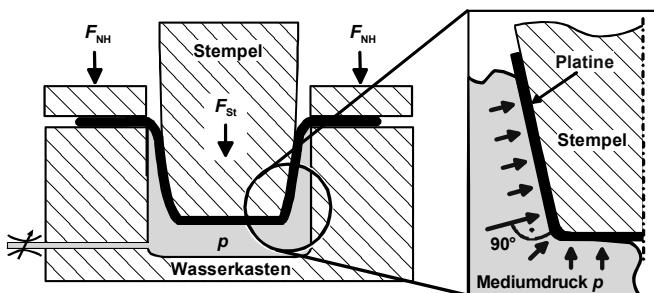


Abb. 3.100 Darstellung des senkrecht zur Blechoberfläche wirkenden Mediumdrucks

Eine weitere wesentliche Eigenschaft stellt der verfahrensspezifische, im Vergleich zum konventionellen Tiefziehen günstigere Spannungszustand im Ziehteil, besonders beim Ziehen von konischen Werkstücken und den damit verbundenen freien Umformzonen, dar.

Dieser Spannungszustand entsteht durch den senkrecht zur Werkstückoberfläche einwirkenden Mediumdruck. Dieser ist im gesamten Kontaktbereich zwischen Blechwerkstoff und Wirkmedium vorhanden und erhöht die Reibung zwischen Stempel und Blechwerkstoff (Abb. 3.100). Durch den senkrecht zur Blechoberfläche wirkendem Querdruck lässt sich im Vergleich zum konventionellen Tiefziehen über die Ziehteilzarge eine generell größere Kraft vom Ziehteilflansch in den Ziehteilboden übertragen.

Aus diesen Verhältnissen lassen sich weitere Eigenschaften ableiten:

- höhere Ziehverhältnisse im Erstzug,
- gleichmäßige Blechdickenverläufe,
- höhere Form- und Maßgenauigkeiten,
- hohe Oberflächengüten,
- günstigere Eigenspannungszustände /Her84, Bay94/ und dadurch
- mögliche Einsparung von Ziehstufen.

Für den Praxiseinsatz wurden mehrere Verfahrensvarianten des hydromechanischen Tiefziehens entwickelt. Die Unterschiede resultieren aus verschiedenen Dichtungssystemen bzw. anderer Drucksteuerungen /Bay94, Her84, Sma96/.

Als Nachteil sind für das hydromechanische Tiefziehen die erhöhten Investitionskosten für die Presse sowie die relativ geringen Ausbringleistungen zu nennen. Wirkmedienunterstützte Umformverfahren haben sich daher in Bereichen etabliert, die durch kleine Losgrößen bei häufig wechselnden Geometrien gekennzeichnet sind /Fin84, Nak93/.

Verfahrensgrenzen des hydromechanischen Tiefziehens sind:

- Falten 1. und 2. Art,
- Reißer sowie
- Wulstbildung entgegen der Ziehrichtung.

Die Wulst bildet sich aufgrund des Mediumdrucks zwischen Niederhalterradius und Stempel aus. Besonders bei Bauteilen mit konischen Zargen ist eine deutliche Wulstbildung zu erkennen.

Maßgeblich für die Umformung eines Gutteils ist ein optimaler, horizontaler Blecheinlauf. Dieser kann durch eine gezielte Steuerung des Wirkmediendrucks erreicht werden (Abb. 3.101).

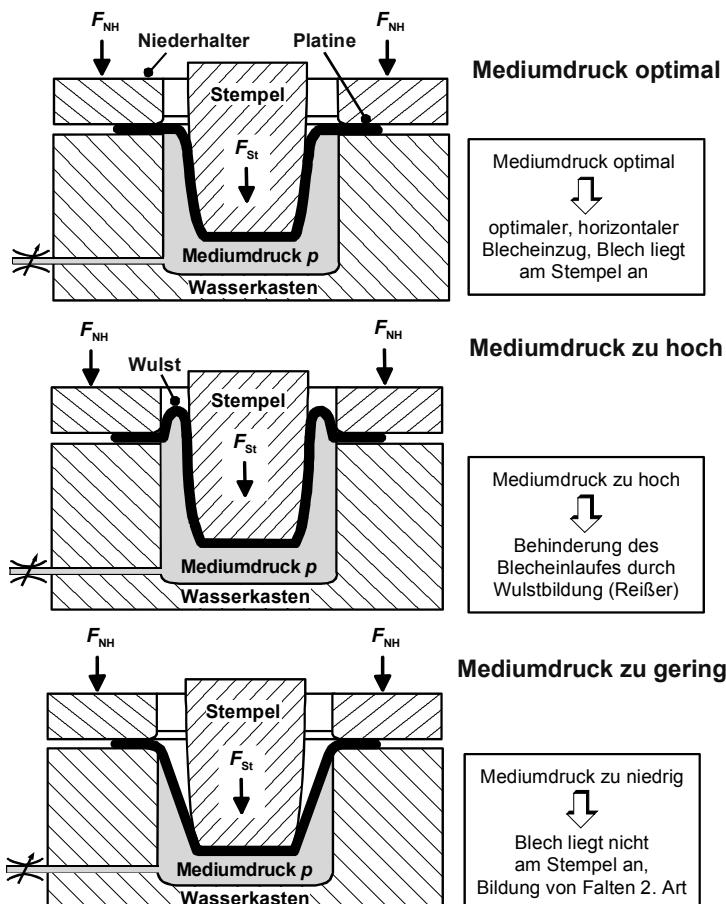


Abb. 3.101 Auswirkung unterschiedlicher Mediumdrücke

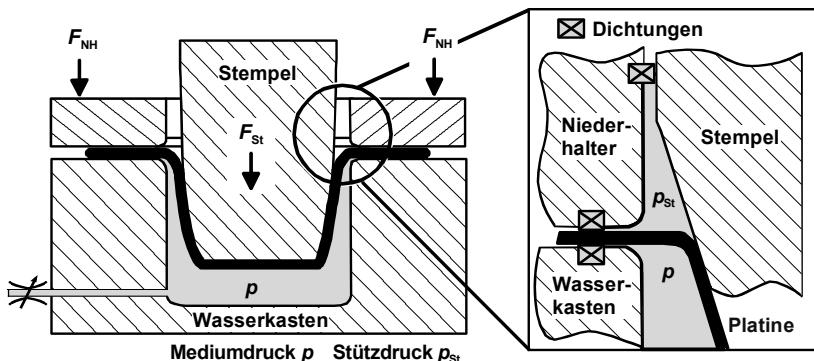


Abb. 3.102 Prinzip des modifizierten hydromechanischen Tiefziehens nach Siegert

Eine alternative Möglichkeit zur Vermeidung der Ziehwulst ist beispielsweise das modifizierte hydromechanische Tiefziehen nach Siegert (Abb. 3.102). Dabei wird die Ziehwulst oberhalb mit einem Stützdruck p_{st} beaufschlagt /Sie01b/. Durch Einsatz des modifizierten hydromechanischen Tiefziehens ergeben sich folgende Vorteile:

- Einstellung hoher Mediumdrücke bei kleinen Ziehtiefen,
- Verwendung höherer maximaler Mediumdrücke möglich.

Eine spezielle Verfahrensvariante des hydromechanischen Tiefziehens bietet das Aktive Hydro-Mec-Verfahren (Abb. 3.103) der Firma SMG in Waghäusel /NN96/. Der Ablauf des Aktiven Hydro-Mec-Verfahrens gliedert sich in folgende Verfahrensschritte:

1. Positionieren der Platine auf dem mit Wirkmedium gefüllten Wasserkasten im geöffneten Werkzeug.
2. Schließen des Werkzeugs (Die Platine ist umlaufend, flüssigkeitsdicht zwischen Wasserkasten und Niederhalter eingespannt.).
3. Aufbau der Niederhalterkraft, anschließendes definiertes Befüllen des Wasserkastens mit dem Wirkmedium. Dadurch erfolgt ein aktives Vorrecken der Platine mit dem Ziel einer Kaltverfestigung des Werkstoffes.
4. Ausformung des Bauteils durch den Stempel gegen den sich aufbauenden Wirkmediendruck. Dabei erfolgt eine bauteilspezifische Steuerung des Wirkmediendrucks sowie des Niederhalterdrucks. Im Anschluss an die Umformung erfolgt eine Kalibrierung durch die Erhöhung des Wasserkastendrucks.

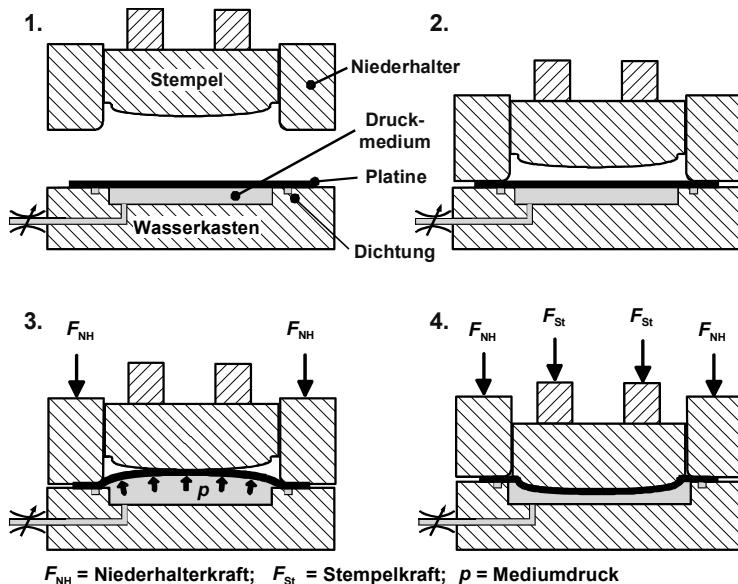


Abb. 3.103 Aktives Hydro-Mec-Verfahren der Firma SMG

Eine Verfahrensweise besteht darin, das im Schritt 3 beschriebene Vorrecken mit dem Ziel einer Kaltverfestigung des Blechwerkstoffes mittels relativ hoher Niederhalterkräfte und geringer Wirkmediendrücke durchzuführen.

Durch das Vorrecken werden über der Werkstückoberfläche größere und gleichmäßige Umformgrade realisiert.

Speziell bei großflächigen Geometrien, wie beispielsweise Automobiltüren, Dächer oder Front- bzw. Heckklappen, ist dies in Bezug auf bessere Festigkeiteigenschaften im Sinne einer erhöhten Beulfestigkeit vorteilhaft. Beispielsweise kann somit eine Reduzierung bzw. Einsparung von Verstärkungselementen erfolgen.

Bei einer weiteren Verfahrensweise wird mittels geringer Niederhalterkräfte und eines höheren Wirkmediumdrucks im Werkzeug eine gezielte Materialbereitstellung durch den Einzug des Blechwerkstoffes erreicht. Dies dient der späteren Ausformung kritischer Bauteilbereiche.

3.7.2 Beheiztes hydromechanisches Tiefziehen

Um beispielsweise Magnesiumblechwerkstoffe hydromechanisch umformen zu können, ist eine Temperierung des Umformprozesses notwendig. Abb. 3.104 zeigt den prinzipiellen Aufbau eines beheizten hydromechanischen Werkzeugs.

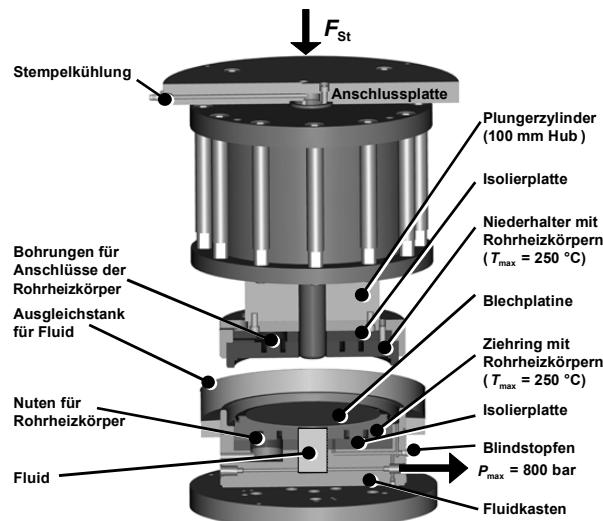


Abb. 3.104 Aufbau eines beheizten hydromechanischen Tiefziehwerkzeugs /Doe02a/

Mit dem beheizten hydromechanischen Tiefziehen lassen sich im Vergleich zum beheizten konventionellen Tiefziehen größere Grenzziehverhältnisse erzielen (Abb. 3.105). Dies lässt sich auf den erhöhten Reibschluss zwischen Stempel und Blech infolge des Normaldrucks des Wirkmediums zurückführen. Außerdem vermindert sich beim beheizten hydromechanischen Tiefziehen die beim konventionellen Tiefziehverfahren zwischen dem einzuziehenden Werkstoff und der Ziehringkante auftretende Reibung. Daraus folgt eine geringere Zugbeanspruchung im Blechwerkstoff in radialer Richtung /Beh04/.



Abb. 3.105 Vergleich der Grenzziehverhältnisse konventionelles beheiztes Tiefziehen und beheiztes hydromechanisches Tiefziehen /Beh04/

3.7.3 Hochdruckblechumformung (HBU)

Das Verfahrensprinzip der Hochdruckblechumformung wird in Abb. 3.106 gezeigt. Bei der Hochdruckblechumformung wird das Werkstück durch die Druckbeaufschlagung eines Wirkmediums umgeformt. Das Wirkmedium übernimmt dabei die Funktion des aus dem klassischen Tiefziehen bekannten Stempels (Abb. 3.106). Daher erfordert das Tiefziehen mittels Hochdruckblechumformung (HBU) lediglich eine Negativform des herzustellenden Bauteils, in die die Platine durch das Druckmedium hineingeformt wird /Hom00, Kle94/.

Merkmale der Hochdruckblechumformung:

- Im Vergleich zum konventionellen Tiefziehen entfällt der Stempel. Die Matrize gibt die Negativform des Bauteils wieder.
- Nebenformelemente im Bodenbereich des Bauteils können ohne zusätzliche Arbeitsschritte eingebracht werden.
- Verwendung von Blechen unterschiedlicher Dicke und Qualität ohne Änderung der Matrize sind möglich /Fin99, Hom00, Szu97/.
- Verbesserung der Beulsteifigkeit sowie der Form- und Maßgenauigkeit durch einen hohen, verfahrensbedingt eingebrachten Streckziehanteil.
- Bei komplexen Werkstücken ist im Vergleich zum konventionellen Tiefziehen eine Verringerung der Anzahl der Ziehstufen möglich /Kle94/.
- Zur Ausformung komplexer bzw. feiner Bodenkonturen sind hohe Wirkmediendrücke notwendig.
- Eine aufwendige Dichtungstechnik sowie hohe Zuhaltekräfte werden benötigt.

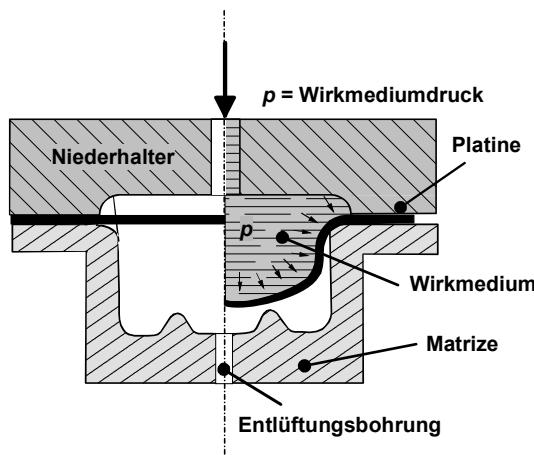


Abb. 3.106 Verfahrensprinzip der Hochdruckblechumformung /Sie73/

3.7.4 Fluidzell-Umformung

Der Verfahrensablauf der Fluidzell-Umformung gliedert sich wie folgt. Das verfahrbare Werkzeug mit der eingelegten Platine wird für jeden Umformvorgang in die Presse gefahren und mit einem Mediumdruck beaufschlagt. Dabei trennt eine elastische Membran das Bauteil vom Wirkmedium. Das Werkstück wird analog zur Hochdruckblechumformung in eine formgebende Matrize eingeformt. Nach dem Umformvorgang wird das Werkzeug wieder aus der Presse herausgefahren. Abb. 3.107 zeigt schematisch eine zur Fluidzell-Umformung eingesetzte Quintus® -Fluidzell-Presse.

Eine Anordnung mit zwei Zuführeinrichtungen erlaubt fertige Bauteile an einem Arbeitsplatz zu entnehmen, während zeitgleich vom zweiten Arbeitsplatz ein fertig vorbereiteter Trog in die Presse eingefahren wird.

Merkmale der Fluidzell-Umformung:

- Es wird nur eine formgebende Werkzeugkomponente benötigt.
- Auf der Werkstückseite mit Membrankontakt werden erhöhte Oberflächenqualitäten erreicht.
- Die Fertigung von Bauteilen mit unterschiedlichen Blechdicken und aus verschiedenen Materialien in einem Werkzeug ist möglich.
- Im Vergleich zur Hochdruckblechumformung tritt keine prozessbedingte Ölverschmutzung am Bauteil auf, da kein direkter Kontakt des Wirkmediums mit dem Blech besteht.
- Es können mehrere Teile aus unterschiedlichen Geometrien und Werkstoffen in einem Umformvorgang hergestellt werden.
- Lange Zykluszeit.
- Es treten hoher Membranverschleiß und hohe Platinenhalterkräfte auf.

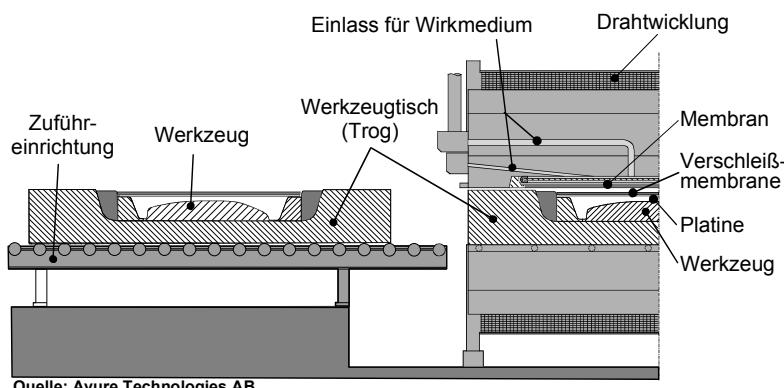


Abb. 3.107 Aufbau einer Quintus® Fluidzell-Presse mit Zuführeinrichtung

3.7.5 Innenhochdruck-Umformung (IHU)

Ziel der Innenhochdruck-Umformung (IHU) ist die Herstellung von Bauteilen, welche durch andere Verfahren nicht oder nur sehr aufwendig umformtechnisch hergestellt werden können. Abb. 3.108 zeigt den Verfahrensablauf der Innenhochdruck-Umformung.

Das Werkstück wird durch Druckaufbau in dem durch Rohteil und Andocksystem gebildeten Hohlraum lokal oder ganz plastifiziert. Gegebenenfalls kann die Umformung in diesem Hohlraum durch von außen wirkende Kräfte, z.B. durch Gegenhalter, unterstützt werden.

Es ergeben sich folgende Vorteile gegenüber anderen Fertigungsverfahren:

- hohe und homogene Verfestigung durch die Umformung,
- hohe Steifigkeit durch der geschlossene Querschnitte,
- Darstellung komplexer Geometrien mit variablen Querschnitten aus einem Teil bzw. wenigen Einzelteilen,
- Verringerung der Fertigungsstufen sowie
- höhere Genauigkeit.

Anwendungsgebiete:

- Automobilindustrie (Strukturteile, Abgasanlagen) /Bob97, Sch98/,
- Armaturenindustrie (Rohrverteiler) /Sch98/,
- Anlagenbau (Rohrteile) /Sch98/.

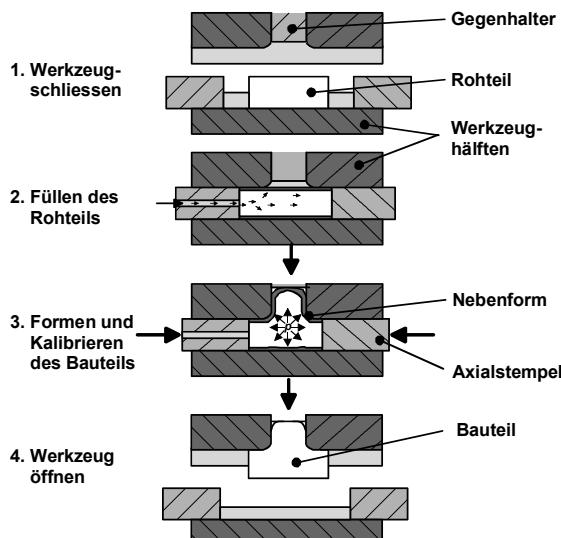


Abb. 3.108 Prozessablauf des Innenhochdruck-Umformens /Sch98/

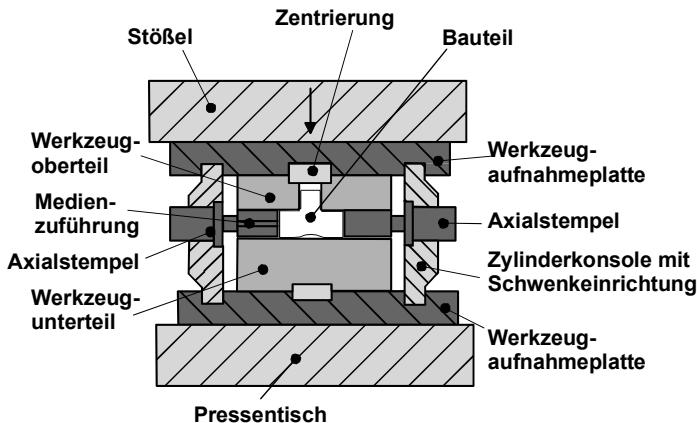


Abb. 3.109 Prinzipieller Aufbau eines Werkzeugs für das Innenhochdruck-Umformen /Sch98/

Werkzeuge für das Innenhochdruck-Umformen

Die Formgebung erfolgt beim Innenhochdruck-Umformen (IHU) in einem Hohlform-Werkzeug und gegebenenfalls mittels darin integrierter, steuer- oder regelbarer Achsen über aktive Formelemente. Diese verkleinern oder vergrößern die Hohlräume im Werkzeug. Der grundsätzliche Werkzeugaufbau wird in Abb. 3.109 wiedergegeben. Entsprechend der Lage der Teilung lassen sich IHU-Werkzeuge wie folgt unterscheiden /VDI3146/:

- quer geteilt,
- längs geteilt,
- mehrfach geteilt.

Die Teilung des Werkzeuges wird wesentlich durch die Anforderungen an das Fertigteile, z.B. die Geometrie und die Oberflächenqualität, sowie die Einlege- und Entnahmeverhältnisse bestimmt. Zusätzlich können IHU-Werkzeuge auch segmentiert ausgeführt werden.

Verfahrensgrenzen

Für die erfolgreiche Durchführung des Innenhochdruck-Umformens von Hohlprofilen sind die Verfahrensparameter innerhalb des Arbeitsbereichs zu gestalten (Abb. 3.110). Der Arbeitsbereich wird durch die Verfahrensgrenzen bestimmt. Überschreiten der Verfahrensgrenzen führt zu folgenden Versagensfällen /Doh99, VDI3146/:

- *Falten* in Profilumfangsrichtung treten ein durch zu hohe Axialkraft bei gleichzeitig niedrigen Drücken. Falten in Längsrichtung können z.B. von einem zu großen Rohteilumfang herrühren.
- *Knicken* tritt auf bei Überschreitung einer kritischen axialen Drucklast, die abhängig von der Rohrlänge und der Wanddicke ist. Die kritische axiale Drucklast steigt an mit Abnahme der Rohrlänge und Zunahme der Wanddicke.
- *Bersten* tritt bevorzugt in Umformzonen auf, in denen zweiachsiger Zugspannungszustand herrscht. Ursachen hierfür sind oftmals große Aufweitungen, die zu einer Einschnürung der Wanddicke und anschließendem Bersten führen.

Die Prozessparameter beim Innenhochdruck-Umformen müssen dabei folgenden Anforderungen genügen:

- Die aus der Axialkraft und dem Innendruck resultierenden Spannungen müssen der Fließbedingung genügen.
- Die Axialkraft muss mindestens so groß sein, dass eine sichere Abdichtung des Hohlprofils gewährleistet ist.
- Der maximale Innendruck darf nicht zur Einschnürung des Rohteils führen.
- Die maximal aufbringbare Axialkraft muss stets unterhalb der Knicklast liegen.

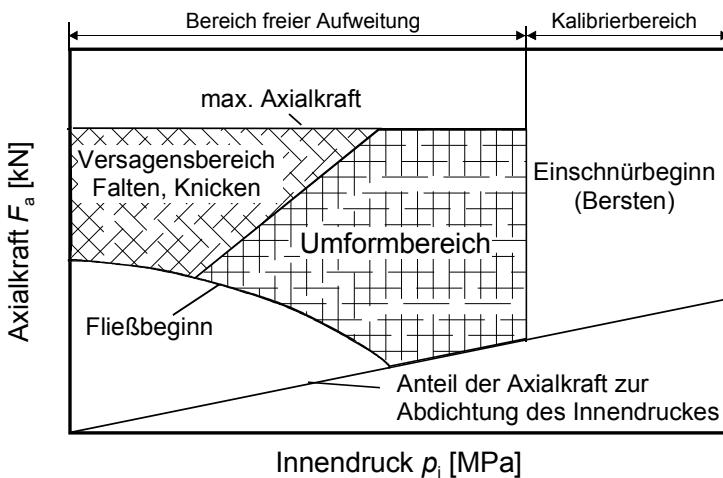


Abb. 3.110 Qualitativer Arbeitsbereich der Innenhochdruck-Umformung /Sch99/

3.8 Tiefziehen unter Temperatureinfluss

3.8.1 Tiefziehen bei erhöhten Temperaturen

Um beispielsweise mit Magnesiumlegierungen praxisrelevante Umformgrade erreichen zu können, müssen beheizte Umformverfahren angewendet werden /Wag01/.

Aufgrund der geringen Wärmekapazität von Magnesium sollte die Umformung in einem beheizten Werkzeug erfolgen, da anderenfalls eine zu schnelle Abkühlung des Umformteils erfolgen kann. Die Erwärmung der Platine kann auf zwei Arten erfolgen (Abb. 3.111) /Dro99/:

- Erwärmung und Umformung im beheizten Werkzeug,
- Vorerwärmung in einem externen Ofen und Umformung im beheizten Werkzeug.

Aufbau eines beheizten Tiefziehwerkzeugs

Abb. 3.112 zeigt den prinzipiellen Aufbau eines beheizten Tiefziehwerkzeugs. Um den Wärmeübergang von den beheizten Werkzeugaktivflächen, wie Ziehring, Niederhalter und Stempel in das Werkzeuggestell zu minimieren, befindet sich unter der beheizten Werkzeugaktivfläche eine Dämmplatte und eine Kühlplatte, die von einem Kühlmedium durchströmt wird.

Die Heizelemente des Ziehrings oder des Niederhalters befinden sich in eingravierten Nuten auf der Unterseite des Werkzeugelements. Um ein möglichst homogenes Temperaturfeld zu erreichen, sollten die Heizelemente gleichmäßig im Werkzeug verteilt werden.

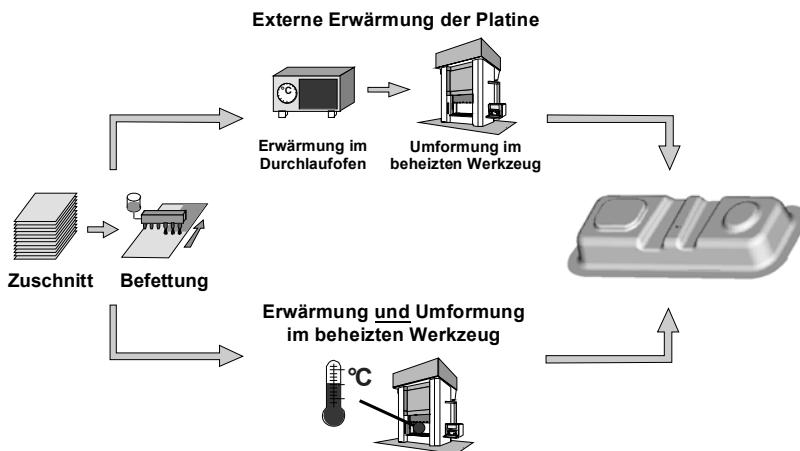


Abb. 3.111 Mögliche Prozessvarianten für das beheizte Tiefziehen /Dro99/

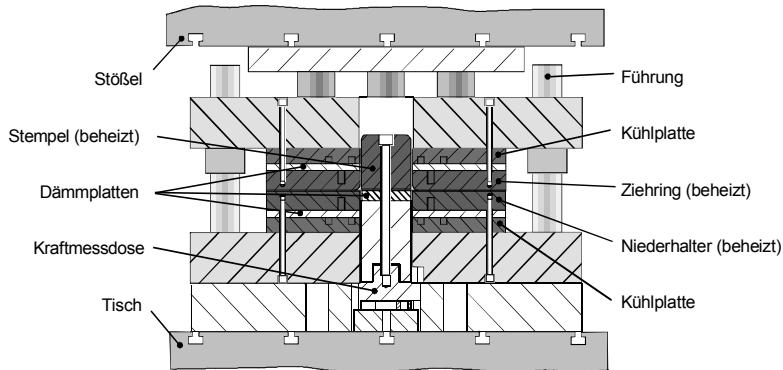


Abb. 3.112 Prinzipieller Aufbau eines beheizbaren Tiefziehwirkzeuges /Doe01a/

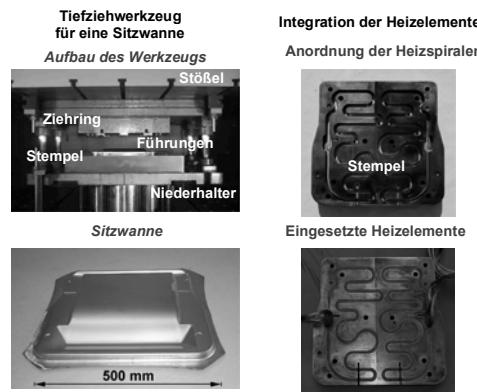


Abb. 3.113 Integration der Heizelemente in ein Tiefziehwirkzeug, am Beispiel eines Werkzeugs für eine Pkw-Sitzwanne /Dro99/

Für die überschlägige Berechnung der Heizleistung kann die folgende Beziehung verwendet werden /Hot98/:

$$P_{\text{Heiz}} = \frac{m \cdot c \cdot \Delta \vartheta}{t} \quad (3.119)$$

- m:* Werkzeugmasse (z.B. Niederhalter, Ziehring, Stempel)
- c:* spezifische Wärmekapazität (Stahl: $c = 0,481 \text{ kJ/(kg*K)}$)
- $\Delta \vartheta:$ Temperaturdifferenz $\vartheta_{\text{Raum}} - \vartheta_{\text{Umform}}$ [K]
- t:* Aufheizzeit [s]

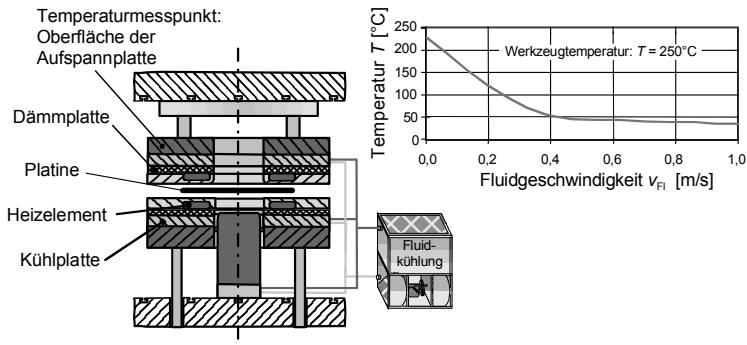


Abb. 3.114 Prinzip der Fluidkühlung zur Reduzierung des Wärmeübergangs zwischen den beheizten Werkzeugaktivflächen und dem Werkzeuggestell /Doe02a/

Thermische Trennung der beheizten Werkzeugaktivflächen vom Werkzeug

Um Ausfälle im Maschinenbetrieb aufgrund von unzulässig hoher Erwärmung der Maschinenteile zu vermeiden, müssen das Werkzeuggestell und die Maschine von den Werkzeugaktivflächen thermisch entkoppelt werden (Abb. 3.114). Dieses kann effektiv mit einer im Werkzeug integrierten Wasserkühlung realisiert werden /Doe02a/

Partielle Werkzeugbeheizung

Mittels partiell beheizter Werkzeuge kann das Grenzziehverhältnis (vgl. Kap. 3.4.2) beispielsweise von Magnesiumblechwerkstoffen weiter gesteigert werden. Abb. 3.115 zeigt den prinzipiellen Aufbau eines partiell beheizten Werkzeugs /Doe02a/.

In den Zonen mit hohen Umformgraden, z.B. in Bauteilecken, wird dem Werkzeug mehr Wärme zugeführt, so dass sich der Werkstoff hier sehr gut umformen lässt. In den Bereichen mit geringeren Umformgraden, z.B. den Seiten des Bauteils, wird das Werkzeug weniger beheizt, so dass in diesem Bereich die Umformkräfte gut über die Ziehteilzarge übertragen werden können.

Vorteile der partiellen Werkzeugbeheizung:

- Erweiterung der Umformgrenzen durch verbesserte Kraftübertragung in den kühleren Bereichen der Zarge (Abb. 3.116) /Doe02a/,
- geringerer Energieverbrauch durch geringere Erwärmung der geraden Ziehkanten.

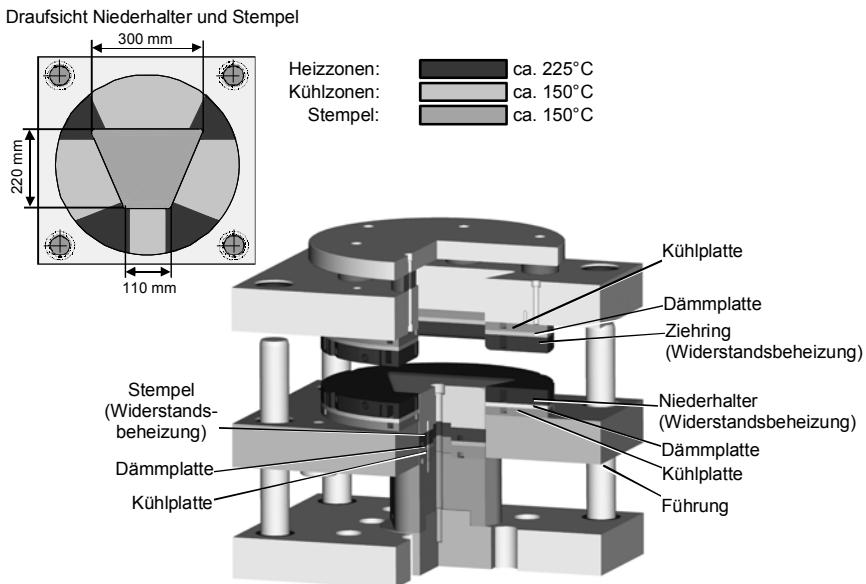


Abb. 3.115 Prinzipieller Aufbau eines partiell beheizbaren Tiefziehwerkzeugs /Doe02a/



Abb. 3.116 Vergleich der Tiefziehergebnisse mit homogener und partieller Beheizung /Doe02a/

3.8.2 Warmumformung - Presshärten

Um höchstfeste Blechkomponenten mit komplexen Geometrien herstellen zu können, wurde das Presshärten entwickelt. Dieses Verfahren verbindet das Umformen mit einer gleichzeitigen Wärmebehandlung von Bauteilen in einem Fertigungsprozess. Neben einer hohen Genauigkeit lassen sich auf diese Weise sehr hohe Bauteilfestigkeiten von ca. $R_m > 1500$ MPa erzielen /Aus02, Kla01/.

Pressgehärtete Bauteile werden in der Automobilindustrie in crashrelevanten Bereichen beispielsweise für B-Säulen oder Seitenaufprallträger eingesetzt. Für dieses Verfahren eignen sich borlegierte Stähle als Blechwerkstoff wie zum Beispiel 22MnB5 /Tro04/. Diese werden beschichtet eingesetzt, wobei die Beschichtung sowohl als Zunderschutz als auch zur Prozessschmierung dient. Abb. 3.117 zeigt den schematischen Prozessablauf beim Presshärten. Dabei erfolgt nach dem Abhaspeln des Blechs zunächst der Zuschnitt der Platinen. Anschließend werden diese auf $T = 950$ °C erwärmt. Die Erwärmung kann beispielsweise im Ofen, konduktiv oder induktiv erfolgen. Dabei bildet sich Austenit. Im Anschluss wird die erwärmte Platine in das Tiefziehwerkzeug eingelegt und umgeformt.

Um dabei den Wärmebehandlungsvorgang (Härten) zu realisieren, ist es erforderlich, den verwendeten Stempel zu kühlen. Während des Kontakts des umgeformten Blechs mit dem kalten Stempel wandelt sich der bei der Erwärmung gebildete Austenit in Martensit um. Durch diese Gefügeumwandlung entstehen Bauteile mit höchster Festigkeit.

Niederhalter und Ziehring des eingesetzten Werkzeugs können erwärmt werden, um ein starkes Absinken der Blechtemperatur im Flansch zu verhindern und damit günstige Bedingungen für das Nachfließen des Werkstoffs aus diesem Bereich zu gewährleisten.

Eine Variation des Presshärtens stellt das temperierte Umformen mit Kaltvorformen dar. Auf diese Weise ist es mithilfe eines zweistufigen Prozesses möglich, höhere Umformgrade zu realisieren, da der presshärzbare Blechwerkstoff im Ausgangszustand noch relativ weich ist im Vergleich zum Zustand nach der Wärmebehandlung. Seine Endfestigkeit erreicht das Material dann nach dem eigentlichen Presshärten. Bei dieser Prozessvariante besteht sowohl die Möglichkeit, beide Umformvorgänge im selben Werkzeug, als auch in zwei verschiedenen durchzuführen.

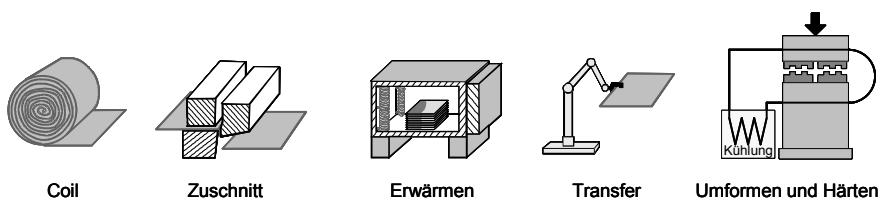


Abb. 3.117 Prozesskette zur Warmumformung von härtbaren, höchstfesten Stählen /Kla01/

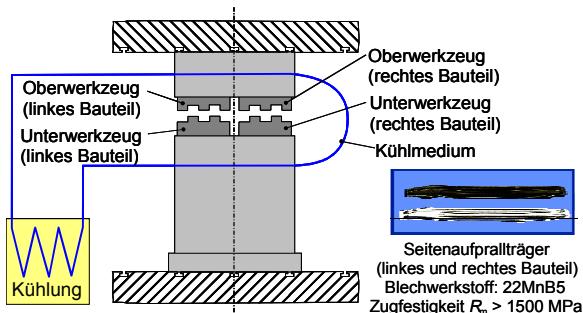


Abb. 3.118 Prinzip des Werkzeugsystems zum Presshärten /Kla01/

Vorteile des Presshärtens:

- Realisierung komplexer Geometrien mit höchster Festigkeit, die kalt nicht herstellbar sind,
- Reduzierung der benötigten Umformstufen,
- Verbesserung der Formgenauigkeit und
- Geringe Bauteileigenspannungen.

Nachteile des Presshärtens:

- Hoher Aufwand für die Anlagen- und Werkzeugtechnik,
- Korrosionsschutz ist unter Umständen nachträglich zu gewährleisten.

In Abb. 3.118 ist beispielhaft ein Werkzeugsystem zum Presshärten dargestellt.

3.9 Sonderverfahren der Blechumformung

Ein Beispiel für ein Anwendungsgebiet von Sonderverfahren ist die Herstellung von Blechteilen mit Hinterschnitt, die mit konventionellen Umformverfahren nicht herstellbar sind. Bei den in Abb. 3.119 dargestellten Verfahren werden neben Flüssigkeiten auch mechanische Hilfsmittel wie beispielsweise Stahlkugeln oder Formelemente als Wirkmedium eingesetzt.

Das in Abb. 3.120 dargestellte Gummiziehverfahren zeichnet sich dadurch aus, dass lediglich eine formgebende Komponente benötigt wird. Auf diese Weise können die Werkzeugkosten insbesondere für kleinere Serien reduziert werden.

Die im Folgenden dargestellten Sonderverfahren zeichnen sich unter anderem dadurch aus, dass die Krafteinleitung zur Umformung der Platinen nicht mithilfe eines Stempels erfolgt und die Umformung sehr schnell stattfindet. In Abb. 3.121 ist das Explosionsverfahren schematisch dargestellt.

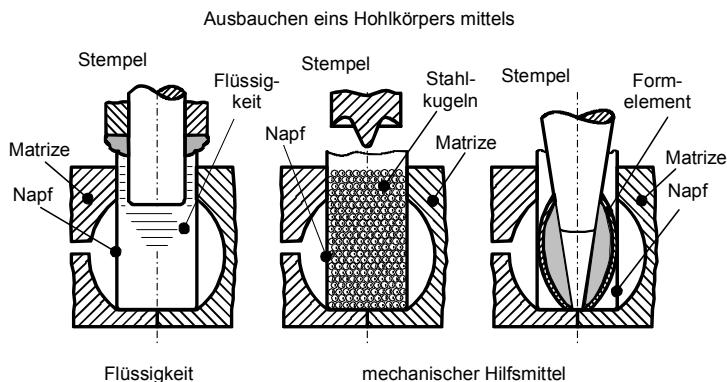


Abb. 3.119 Ausbauchen von Hohlkörpern /Oeh01/

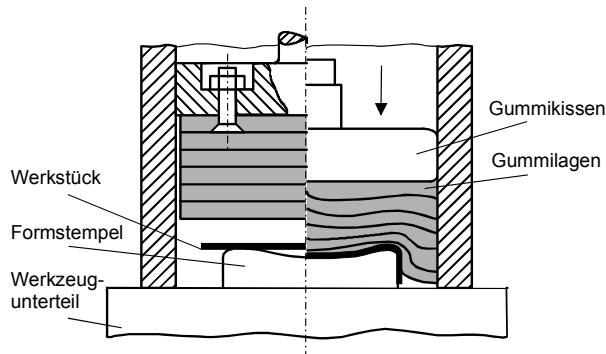


Abb. 3.120 Schema des Gummiziehverfahrens /Oeh01/

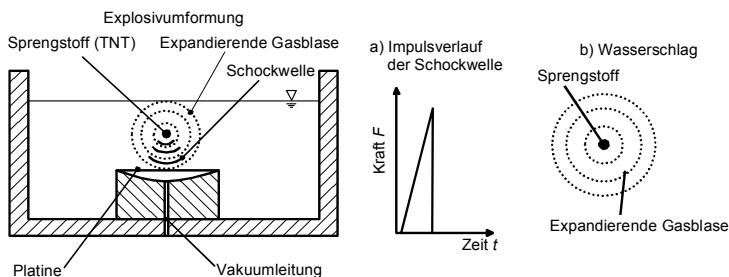


Abb. 3.121 Explosivverfahren

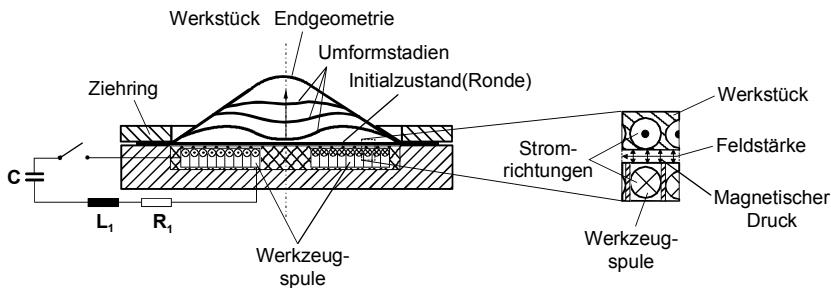


Abb. 3.122 Umformen durch magnetische Kräfte

Beim Explosionsverfahren erfolgt die Umformung der Platine zunächst durch den Impuls der Schockwelle nach dem Zünden des eingesetzten Sprengstoffs (Abb. 3.121). Die Endumformung findet dann durch den der Schockwelle nacheilenden Wasserschlag statt, welcher durch die Ausdehnung der Gasblase verursacht wird, da der Sprengstoff (z.B. TNT) nach der Zündung in ein sehr großes Gasvolumen erzeugt.

Der große Nachteil des Verfahrens besteht darin, dass die Schockwelle auch das Werkzeug bleibend verformt (nach 10 Explosionen ca. 0,1 mm bis 0,2 mm Maßabweichung). Somit ist das Verfahren für die Herstellung größerer Stückzahlen ungeeignet.

Bei diesem Verfahren wird häufig Wasser als Druckmedium verwendet, alternativ dazu ist aber auch der Einsatz von Sand möglich. Ein weiteres Sonderverfahren, das in Abb. 3.122 skizziert ist, stellt elektromagnetische Umformung dar. Dabei wird ein Strom durch eine in die Grundplatte integrierte Spule in die Platine induziert, wodurch es zu einem magnetischen Druck zwischen Blech und Spule und damit zu dessen Verformung kommt.

3.10 Scherschneiden

Die DIN8588 gliedert die 3. Hauptgruppe „Trennen“ in die Untergruppen Zerteilen, Spanen und Abtragen. Das Scherschneiden als ein Verfahren der Werkstofftrennung, gehört dabei zur Untergruppe Zerteilen. Nach DIN8588 wird das Scherschneiden definiert als ein Zerteilen von Werkstücken zwischen zwei Schneiden, die sich aneinander vorbeibewegen.

3.10.1.1 Scherschneidvorgang

Die beim Scherschneiden im geschlossenen Schnitt vorliegenden, geometrischen Verhältnisse sind in Abb. 3.123 dargestellt. In Abb. 3.124 wird die Abfolge des

Scherschneidprozesses dargestellt. Zunächst fährt der Niederhalter auf das Blech, die Niederhalterkraft F_{NH} wird aufgebaut (Phase 1, Abb. 3.124). Im Anschluss wird der Schneidstempel auf das Blech aufgesetzt und es kommt zu einer elastischen Verformung von Maschine und Werkzeug (Phase 2, Abb. 3.124).

Infolge des Schneidspaltes entsteht im Blech ein Biegemoment, das zu der in Abb. 3.123 gezeigten Biegeverformung führt. In der Umgebung des Schneidspaltes bildet sich eine Ringzone aus, die den Kontaktbereich zwischen Blechoberfläche und Schneidelementen darstellt.

Im Anschluss an die elastische folgt eine plastische Verformung des Bleches (Phase 3, Abb. 3.124). Der Stempel dringt in das Blech ein. Hier beginnt die eigentliche Schneidphase. Nachdem das Fließvermögen des Werkstoffes erschöpft ist, kommt es zum Trennbruch und der Restquerschnitt des Bleches reißt ab. Aufgrund der plötzlichen Entlastung wird die Presse (insbesondere der Stößel) zum Schwingen angeregt (Phase 4, Abb. 3.124).

Bevor der Schneidstempel den unteren Umkehrpunkt passiert hat, drückt er den geschnittenen Butzen in den Matrizenkanal hinein (Phase 5, Abb. 3.124).

Die Relativbewegungen zwischen Schneidstempel und Blech sowie ggf. einer Matrize sind für den Verschleiß verantwortlich /Doe85/. Verschleißarten unterteilen sich, wie in Abb. 3.125 dargestellt, in Mantelflächenverschleiß, Stirnflächenverschleiß und 45° -Verschleiß. Tritt im Stempelkantenbereich ein hoher Mantelflächenverschleiß auf, ist eine große Abschliffhöhe des Stempels erforderlich (vgl. Abb. 3.125). Der Verschleiß der Matrize wird in erster Linie durch das Hinwingleiten des Bleches über die Matrzenschneidkante verursacht.

Eine Möglichkeit, den Verschleiß zu reduzieren, besteht in der Verwendung von Schnittschlagdämpfern. In Abb. 3.125, rechts ist ein gemessener Schneidkraftverlauf mit ausgeprägtem Schwingverschleiß dargestellt.

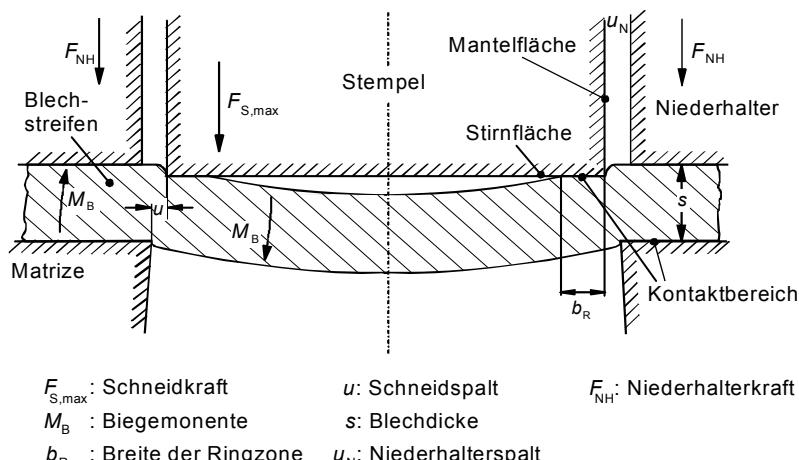


Abb. 3.123 Geometrie beim Scherschneiden im geschlossenen Schnitt /Sch90/

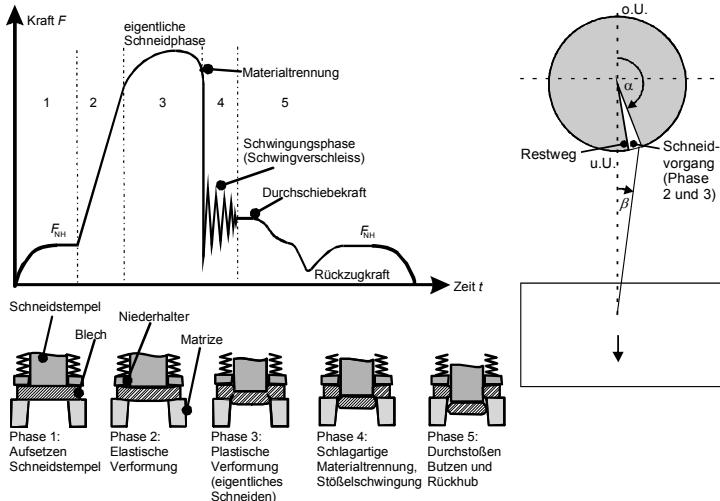


Abb. 3.124 Kraft-Zeitverlauf beim Scherschneidvorgang (links) /Sch90/ und Lage des Schneidvorganges im Kurbelkreis (rechts)

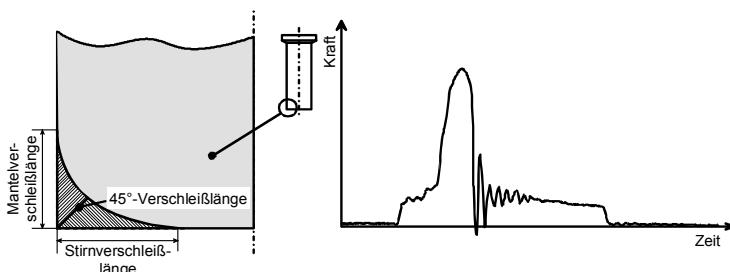


Abb. 3.125 Verschleißkenngrößen am Schneidstempel (links) /Doe90/; gemessener Schneidkraftverlauf (rechts) /Lie99/

3.10.1.2 Kräfte beim Scherschneiden

Am Schneidspalt wirken die Vertikalkraftkomponenten F_V und F_V' sowie die Horizontalkraftkomponenten F_H und F_H' . Diese bilden mit den Reibkräften μF_V , $\mu F_V'$, μF_H und $\mu F_H'$ ein dynamisches Gleichgewicht. Der Abstand l der Angriffspunkte der Kraftkomponenten verursacht die Bildung des in Abb. 3.126 angedeuteten Momentes M_B , das bei einer geschlossenen Schnittlinie zur Aufwölbung des Bleches unter dem Stempel und über der Matrize führt. Zur Kompensation der Verwölbung kann das erforderliche Gegenmoment durch einen Gegenstempel aufgebracht werden. Ohne Niederhalterkraft F_{NH} würde sich auch das Blech oberhalb der Matrize verwölben.

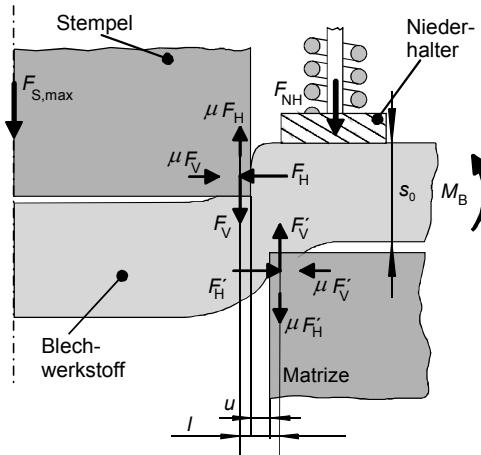


Abb. 3.126 Prinzipdarstellung der Kraftkomponenten im geschlossenen Schnitt

Berechnung der Schneidkraft $F_{S,\max}$ /Sch85/

$$F_{S,\max} = A_s \cdot \tau_B \quad (3-1)$$

$$A_s = l_s \cdot s_0 \quad (\text{geschlossener Schnitt}) \quad (3-2)$$

$$\tau_B = c \cdot R_m \quad (3-3)$$

$F_{S,\max}$ [N]: Maximale Schneidkraft

A_s [mm^2]: Scherfläche

l_s [mm]: Schnittlinienlänge (gesamt)

s_0 [mm]: Ausgangsblechdicke

τ_B [N/mm^2]: Scherfestigkeit

R_m [N/mm^2]: Zugfestigkeit

c [-]: $\approx 0,80$ ($0,60$ – $0,95$), empirisch ermittelt

Der Beiwert c wird in der Regel mit 0,8 angegeben. Es ist jedoch wichtig zu wissen, dass c keineswegs konstant ist. Als Beispiele seien genannt, dass $c = 0,8$ für gut umformbare Werkstoffe eingesetzt werden kann und $c = 0,6$ für spröde Werkstoffe ($R_m \approx 650$ – 750 N/mm^2).

3.10.1.3 Schnittqualität

Beim Scherschneiden stellt sich i.d.R. eine Schnittfläche ein, die in Abhängigkeit diverser vorliegender Parameter deutlich vom angestrebten rechteckigen, gratfreien Querschnitt mit vollständigem Glattschnittanteil abweicht (Abb. 3.127). In der VDI-Richtlinie VDI 2906 sind die wesentlichen Kenngrößen der Schnittfläche definiert.

Die Schnittflächenqualität wird durch eine Vielzahl von Einflussgrößen bestimmt. Die wichtigsten Einflussgrößen sind hierbei:

- der relative, auf die Blechdicke bezogene Schneidspalt u [%],
- der Verschleißzustand der Schneidelemente,
- die Blechdicke s_0 ,
- der Werkstoff.

Insbesondere der Einfluss des relativen Schneidspalts u , der in Abhängigkeit der Ausgangsblechdicke s_0 angegeben wird, ist bei den genannten Haupteinflussgrößen hervorzuheben.

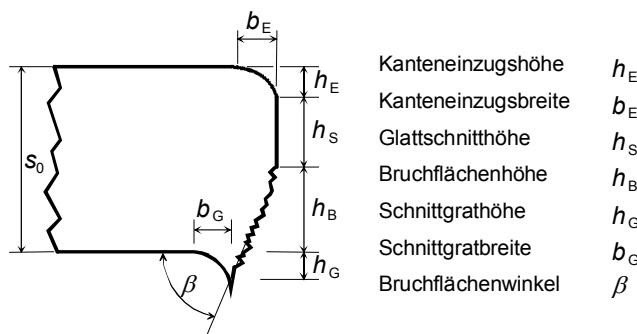


Abb. 3.127 Schnittflächenkenngrößen beim Scherschneiden /VDI 2906/

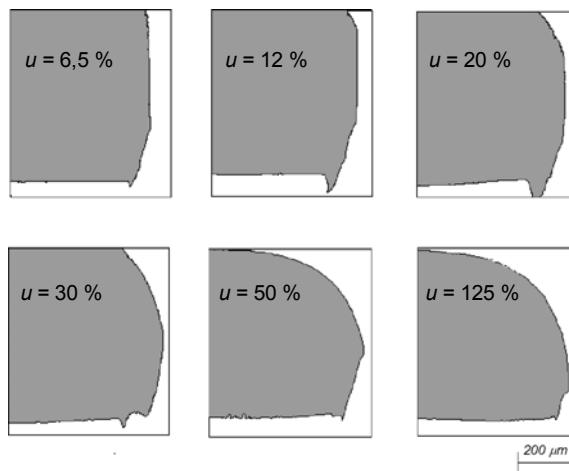


Abb. 3.128 Schnittflächen- und Gratausbildung an einem Stahl DC04 mit einer Blechdicke von $s_0 = 1$ mm in Abhängigkeit vom relativen Schneidspalt u /Doe85/

In Abb. 3.128 ist die Veränderung von Grat und Schnittfläche eines Tiefziehbleches der Stahlsorte DC04 mit einer Blechdicke von $s_0 = 1 \text{ mm}$ bei Variation des relativen Schneidspaltes im weiten Bereich von 6,5 % bis 125 % dargestellt.

In der Literatur existieren unterschiedliche Angaben bezüglich des optimalen relativen Schneidspalts u . In Abhängigkeit des zu schneidendenden Blechwerkstoffes liegt der optimale Schneidspalt im Bereich zwischen 3 % und 13 %. Die VDI-Richtlinien geben einen relativen Schneidspalt von 3 % bis 5 % an. In /Neu79/ wird für den optimalen Schneidspalt 8 % bis 13 % angegeben.

Neben vielen anderen Faktoren hängt die Lebensdauer der Schneidwerkzeuge ebenfalls von dem relativen Schneidspalt u ab. In /Doe95/ wurden Schneidspalte von 6 % bis 20 % untersucht und der optimale Schneidspalt hinsichtlich des Werkzeugverschleißes für den untersuchten Fall der Bearbeitung duktiler Feinbleche auf 12 % bestimmt.

Darüber hinaus ist die Werkstoffwahl der Werkzeuge ein wichtiger Faktor für deren Lebensdauer. Geeignete Werkstoffstähle (vgl. Tabelle 3.2) sollten neben guter Verschleißfestigkeit auch hohe Zähigkeit und Kantenstabilität aufweisen /Fug84/.

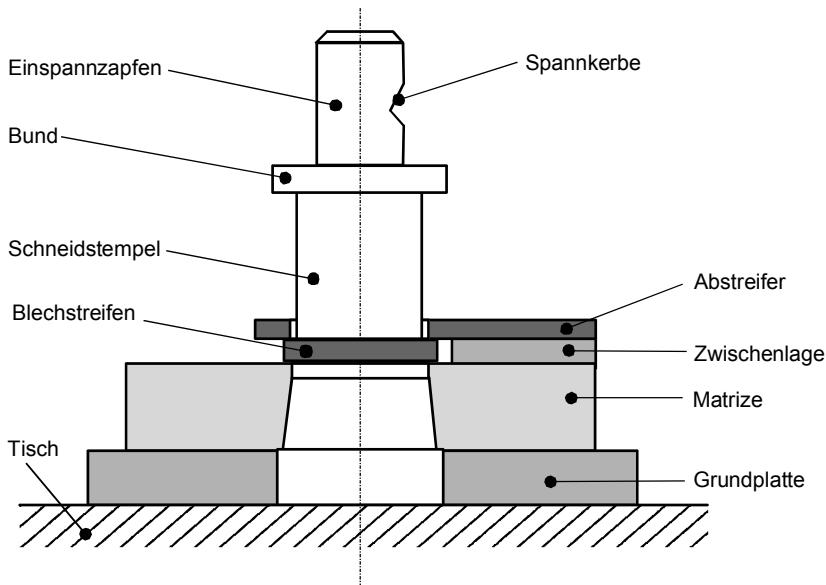


Abb. 3.129 Freischneidwerkzeug /Oeh01/

3.10.1.4 Werkzeuge

Nach Art ihrer Führung werden Werkzeuge für das Scherschneiden als Freischneidwerkzeug, Platten- oder Säulenführungs-Schneidwerkzeug bezeichnet.

Freischneidwerkzeug

Bei Freischneidwerkzeugen wird die Führung der schneidenden Werkzeugelemente ausschließlich durch den Pressenstöbel übernommen, da die Schneidelemente im Werkzeug nicht gegeneinander geführt werden.

Mit derartigen Werkzeugen werden im Allgemeinen untergeordnete Werkstückqualitäten mit geringen Werkzeugstandzeiten erreicht. Aus diesem Grund finden Freischneidwerkzeuge besonders bei der Erzeugung kleiner Stückzahlen Verwendung. Aufgrund ihrer einfachen Bauweise sind sie kostengünstig.

Plattenführungsschneidwerkzeug (unmittelbare Führung)

Bei Plattenführungsschneidwerkzeugen wird der Schneidstempel durch eine Führungsplatte geführt. Meist enthält die Führungsplatte zusätzlich eine Führungsbuchse (Führung ohne Stempelspiel). Die Führungsplatte stellt gleichzeitig die Abstreiferplatte dar. Mögliche Lagefehler der Werkzeugelemente werden durch die Führung weitgehend vermieden. Das Zwischenblech wird so dimensioniert, dass sich der zu schneidende Blechstreifen nicht zu stark verwölben kann, d.h., es wird ohne Niederhalter gearbeitet.

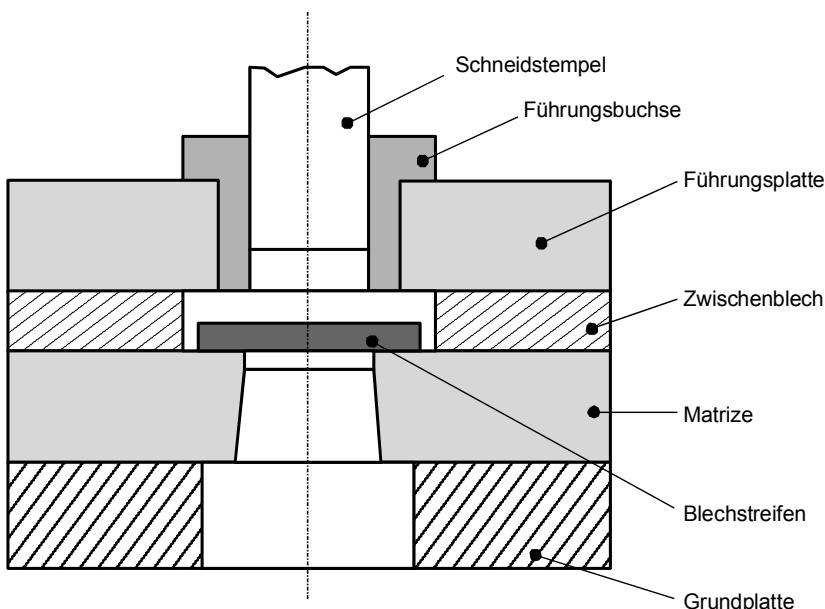


Abb. 3.130 Plattenführungsschneidwerkzeug /Oeh01/

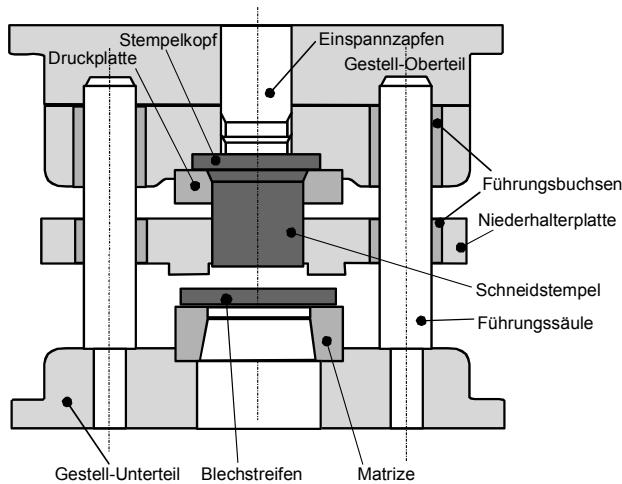


Abb. 3.131 Säulenführungsschneidwerkzeug /Oeh01/

Diese Art von Schneidwerkzeugen lässt sich in der Maschine relativ leicht einrichten. Plattenführungsschneidwerkzeuge werden für mittlere und große Stückzahlen eingesetzt.

Säulenführungsschneidwerkzeug (indirekte Führung)

Bei den Säulenführungsschneidwerkzeugen wird der Stempel indirekt geführt. Das Werkzeug selber ist ein Freischneidwerkzeug, welches in ein Säulenführungsgestell eingebaut wird. In die Presse eingebaute Werkzeuge sind i.d.R. statisch überbestimmt, d.h., bei einer Kippung des Stößels infolge exzentrischer Belastung arbeitet die i.d.R. weiche Werkzeugführung gegen die Führung der Presse. Bei der Einrichtung braucht, aufgrund der Führung der Schneidelemente gegeneinander durch die Säulenführung, nicht auf Lagefehler geachtet zu werden. Dadurch wird das Einrichten der Werkzeuge kostengünstiger. Als Führungsarten für die Säulen werden Gleitbuchsen oder Kugelfächer verwendet. Aufgrund ihrer geringeren Reibung werden Kugelführungen bei schnelllaufenden Pressen eingesetzt. Unter Lasteinwirkung sind Führungen mit Gleitbuchsen steifer.

3.10.1.5 Feinschneiden (Genauschneiden)

Das Verfahren des Feinschneidens ist in Abb. 3.132 dargestellt. Mit dem Aufsetzen des Niederhalters werden Ringzacken in das Blech gedrückt. Außerdem drückt ein Gegenstempel von unten gegen das Blech. Die hierdurch erzeugten Druckspannungen beeinflussen den Trennvorgang derart, dass der Glattschnittanteil (Abb. 3.127) sich über die gesamte Dicke des Bleches erstreckt. Nach dem Schneidvorgang wirkt der Niederhalter als Abstreifer. Der Gegenstempel wirkt als Auswerfer, der das Teil aus der Matrize nach oben schiebt, wo der Ausschnitt entnommen wird /Hof85/.

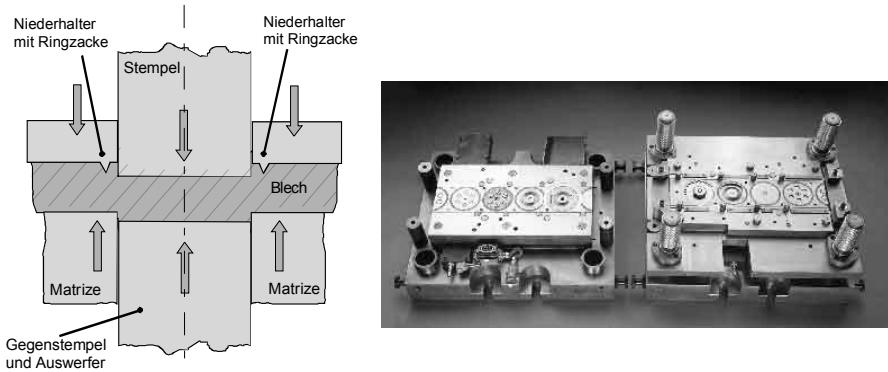


Abb. 3.132 Prinzip des Feinschneidens (links) und Beispiel eines Feinschneidwerkzeugs (rechts) /Fei03/

3.11 Biegen

Nach DIN8586 ist das Biegen ein Umformen von festen Körpern, wobei der plastische Zustand im Wesentlichen durch eine Biegebeanspruchung herbeigeführt wird /DIN8586/. Das Biegen wird vorwiegend bei metallischen Blechen, Bändern, Rohren, Drähten und Stäben im Kessel-, Behälter- und Apparatebau eingesetzt. Zur Durchführung des Biegeprozesses werden spezielle Maschinen, wie Pressen, Abkant-, Profilwalz-, Walzrund- oder Richtmaschinen eingesetzt.

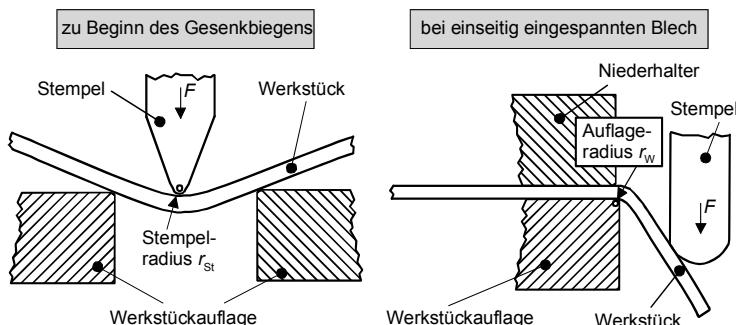


Abb. 3.133 Freies Biegen zwischen zwei Auflagern (links), einseitig eingespanntes Blech (rechts) /Koe95/

3.11.1 Biegeverfahren

In diesem Kapitel werden die gebräuchlichsten Biegeverfahren vorgestellt:

- Biegeverfahren mit geradliniger Werkzeugbewegung:
Freies Biegen, Gesenkbiegen.
- Biegeverfahren mit drehender Werkzeugbewegung:
Schwenkbiegen, Walzrunden, Walzprofilieren /DIN8586/.

3.11.1.1 Freies Biegen

Beim freien Biegen dienen die Werkzeuge ausschließlich zur Übertragung der Kräfte bzw. Momente auf das Werkstück. Die gewünschte Form hängt nicht von der Werkzeuggeometrie ab /Sch79/. Freies Biegen wird vorwiegend zum Richten von abgesetzten Wellen, zum Biegen kurzer Stäbe und für sonstige Biegeumformung eingesetzt. Abb. 3.133 zeigt zwei Beispiele:

- das freie Biegen mit einem zwischen zwei Auflagern angreifenden Stempel (Abb. 3.133, links),
- das freie Biegen eines einseitig eingespannten Bleches mit einem am freien Ende angreifenden Stempel (Abb. 3.133, rechts).

In beiden Fällen kann nur dann von freiem Biegen gesprochen werden, wenn der kleinste innere Biegeradius des Werkstückes größer als der des Stempelradius r_{St} (Abb. 3.133, links) bzw. des Radius der Werkstückauflage r_w (Abb. 3.133, rechts) ist.

3.11.1.2 Gesenkbiegen

Beim Gesenkbiegen erfolgt das Biegen zwischen einem Biegestempel und einem Biegegesenk bis zum Anlegen des Werkstücks an das Gesenk. Das Gesenkbiegen wird z.B. beim Umformen der Blechprofile wie Türzargen- oder Fassadenverkleidungsprofile eingesetzt. Das wichtigste in der Praxis angewandte Gesenkbiegeverfahren ist das Biegen im V-förmigen Gesenk /Fin93/. Unabhängig von der Werkzeugform laufen beim Gesenkbiegen folgende Vorgänge nacheinander ab:

- *Freibiegen*: Beginnt mit dem Aufsetzen des Stempels und ist abgeschlossen, wenn sich die Schenkel des Biegeteils an die Gesenkwände anlegen (Abb. 3.134, links).
- *Nachformen*: Anpassung des Werkstücks an die Werkzeugform. Die Form des Bauteils wird durch die Werkzeuggeometrie und die Rückfederung bestimmt. (Abb. 3.134, Mitte und rechts). Die Rückfederung kann weitestgehend durch hohe Kräfte unterdrückt werden (z.B. Prägevorgang).

Das Gesenkbiegen wird meist auf Abkantpressen angewendet (Abb. 3.135).

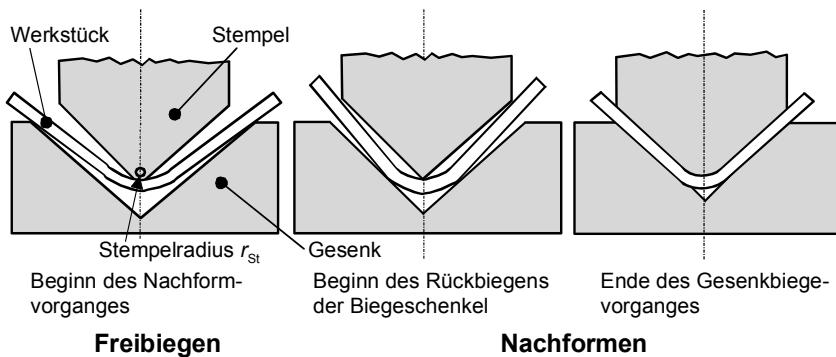


Abb. 3.134 Prozessschritte beim Gesenkbiegen

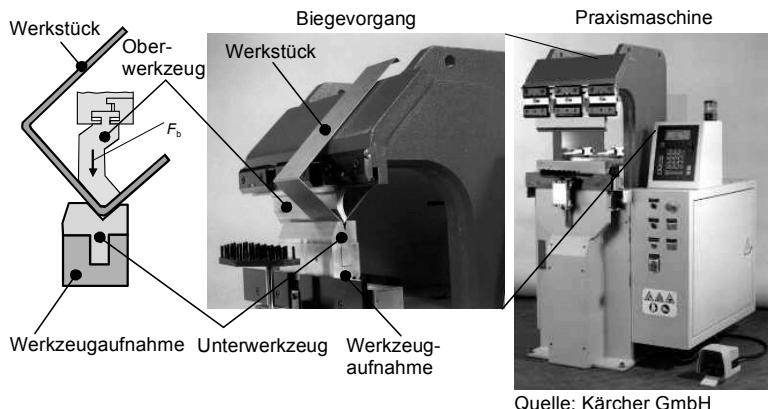


Abb. 3.135 Das Biegen mit V-förmigem Gesenk

Ermittlung der Biegekraft mit V-förmigem Gesenk

Die Berechnung der Biegekraft von Blechen in V-förmigen Gesenken erfolgt anhand des Biegemomentenverlaufes, welcher bei vollständiger Plastifizierung des Querschnittes vorliegt. Ein Stab rechteckigen Querschnittes (Breite b und der Dicke s_0), der gemäß Abb. 3.136 auf zwei Auflagen im Abstand w (= Gesenkweite) ruht, wird in seiner Mitte durch einen unter der Biegekraft F_b stehenden Stempel beansprucht.

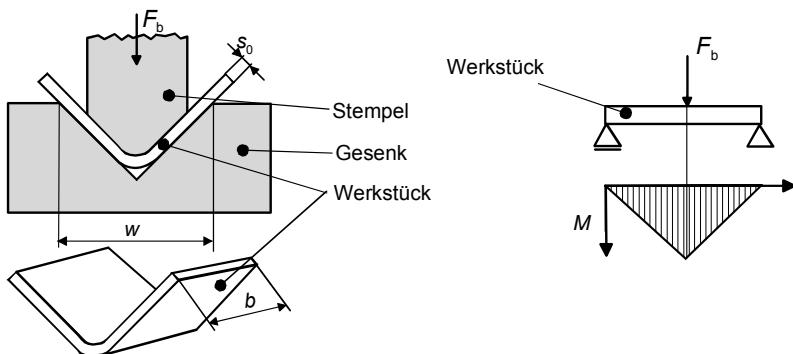


Abb. 3.136 Parameter beim Gesenkbiegen

Eine bleibende Formänderung stellt sich ein, sobald die Randfaser des Biegequerschnittes die Fließspannung erreicht. Für diesen Fall kann das erforderliche Biegemoment anhand des Widerstandsmomentes und der Fließspannung ermittelt werden. Mittels des erforderlichen Biegemomentes wird anhand von Gl. (3.120) die benötigte Biegekraft $F_{b,e}$ bestimmt.

Zu Beginn der bleibenden Umformung ergibt sich am Ende des elastischen Bereiches das Biegemoment $M_{b,e}$ unter Berücksichtigung der in dem Dreieckschwerpunkt angreifenden Kräfte (Abb. 3.136, links) /Oeh63/:

$$M_{b,e} = \frac{F_{b,e} \cdot w}{4} = \sigma_F \cdot W \quad \text{mit} \quad W = \frac{b \cdot s_0^2}{6} \quad (3.120)$$

W : Widerstandsmoment
 w : Gesenkweite

σ_F : Fließspannung
 $F_{b,e}$: Biegekraft im elastischen Bereich

$$M_{b,e} = \frac{\sigma_F \cdot b \cdot s_0^2}{6} \Rightarrow F_{b,e} = \frac{2}{3} \cdot \frac{b \cdot s_0^2 \cdot \sigma_F}{w} \quad (3.121)$$

3.11.1.3 Schwenkbiegen

Beim Schwenkbiegen wird das Werkstück zwischen Oberwange und Unterwange gespannt. Die Biegewange schwenkt meist nur nach oben und biegt das Blech auf den gewünschten Winkel. Spezielle Lösungen ermöglichen das Biegen in zwei Richtungen, d.h. von unten nach oben und von oben nach unten. Der Vorteil liegt insbesondere beim Blechhandling, da das Blech für gegenläufige Biegungen nicht gewendet werden muss. Das Einsatzgebiet des Schwenkbiegens umfasst z.B. Metalltüren, Möbel, Regale, elektrische und elektronische Gehäuse, Leuchtenkörper, Trennwände, Aufzüge und Rolltreppen.



Quelle: RAS Reinhardt Maschinenbau GmbH

Abb. 3.137 Schwenkbiegen

Zum Spannen der Bleche mittels der Oberwange dienen Spindeln, Hydraulikzylinder oder Exzenter. Ober-, Unter- und Biegewangenwerkzeuge sind auswechselbar.

Der Biegeradius r kann durch spezielle Radius-Oberwangenwerkzeuge oder durch Stepbiegen erzeugt werden. In diesem Fall steht die Biegewange z.B. auf 20° und der Hinteranschlag schiebt das Blech Schrittweise nach vorne und die Oberwange wird lediglich zugestellt (Abb. 3.137). Merkmale des Schwenkbiegens gegenüber dem Gesenkbiegen:

- einfache Handhabung großer Bleche,
- weniger Werkzeugsätze für das gesamte Teilespektrum,
- kratzfreie Umformung der Materialoberflächen sowie
- Eignung für kleine und mittlere Losgrößen.

3.11.1.4 Walzrunden

Beim Walzrunden wird das Werkstück zwischen sich drehenden Walzen hindurchgeschoben, deren Achsen parallel zur Biegeachse liegen (Abb. 3.138). Am häufigsten anzutreffen sind Drei- und bei großen Einheiten auch Vier-Walzenmaschinen /Kle78, Gei95/.

Die Einsatzgebiete sind z.B. die Herstellung von zylindrischen oder kegeligen Werkstücken aus ebenem Blech z.B. für den Behälter- und Apparatebau /Lud85/. In Abb. 3.138 sind Drei-Walzenrundmaschinen zum Profil- und Blechbiegen dargestellt:

- Drei-Walzen-Profilbiegemaschine (Abb. 3.138, links und Mitte)
 - Zustellung: alle Rollen sind verstellbar.
 - Antrieb: alle drei Walzen sind angetrieben.
 - Drei-Walzen-Blechbiegemaschine (Abb. 3.138, rechts)
 - Zustellung: die Oberwalze dient als Schleppwalze.
 - Antrieb: die Unterwalze wird angetrieben.
- Damit das fertige Teil ausgebracht werden kann, ist das Lager dieser Walze ausklappbar.

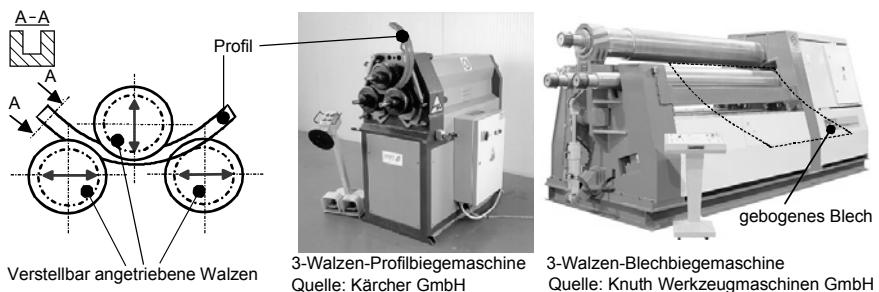


Abb. 3.138 Drei-Walzenrundmaschinen: Profil- (links) und Blechbiegemaschine (rechts)

Der Antrieb der Walzen und ihre Zustellung können elektromotorisch oder hydraulisch erfolgen.

3.11.1.5 Walzprofilieren

Walzprofilieren ist ein kontinuierliches Biegeverfahren, bei dem Bandmaterial von einer bestimmten Anzahl Walzenpaaren (bis zu 30 Walzenpaaren), schrittweise zum gewünschten Endquerschnitt umgeformt wird. (Abb. 3.139) /Bau01, Ulb01/. Mittels Walzprofilieren können unterschiedliche offene sowie geschlossene Profile hergestellt werden. Beispiele dafür sind U-Profile, Türrahmenprofile sowie Profile für Fassadenelemente.

Die Anzahl der Walzenpaare, deren Achsen parallel zur Biegeachse liegen, ist von:

- der herzustellenden Querschnittsform,
- dem Werkstoff und
- der spezifischen Qualitätsanforderungen an das Profil abhängig.

Die Querschnittsform der Profile kann konstant oder variabel über der Längsachse sein. Abb. 3.139 zeigt das Walzprofilieren mit über der Längsachse konstantem Querschnitt.

Zustellung: Oberwalzen sind in der Höhe verstellbar.

Antrieb: Unterwalzen werden angetrieben.

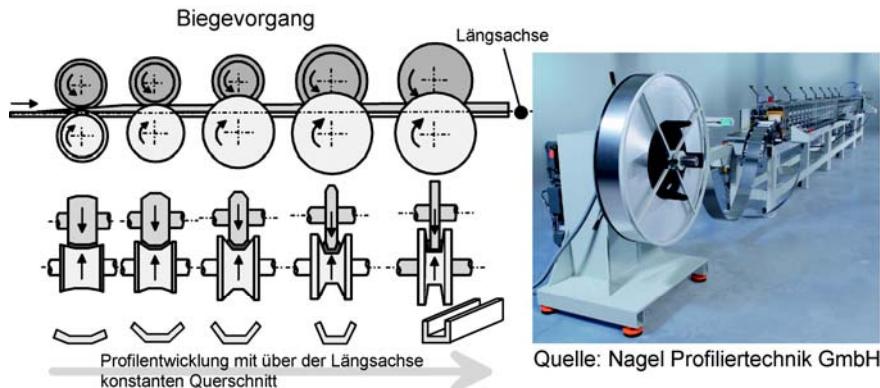


Abb. 3.139 Walzprofilieren von Profilen mit über der Längsachse konstantem Querschnitt

3.11.2 Richten durch Biegen

Ziel des Richtens ist die Entfernung unerwünschter Krümmungen aus Blechen. In diesem Kapitel werden die wichtigsten Richtverfahren wie Richten durch freies Biegen, Walzrichten von Blech, Walzrichten von Stäben und Rohren vorgestellt.

3.11.2.1 Richten durch freies Biegen

Das Richten durch freies Biegen wird für Stahlprofile, kurze Stäbe, Wellen von Großgetrieben sowie für flache geschmiedete Bauteile mit unterschiedlichen Querschnitten eingesetzt.

Das zu richtende Bauteil wird auf mindestens zwei Auflagern gelagert (Abb. 3.140). Die vorhandenen Krümmungen werden beseitigt, indem das Bauteil entgegen dieser Krümmung gebogen wird. Die verbleibende Restkrümmung wird dynamisch mittels Messtastern ermittelt. Anschließend wird das Bauteil in die richtige Position für einen weiteren Richtvorgang gedreht. Der Richthub der Richtpresse wird entsprechend dem Fehler eingestellt.

Das Verfahren ist durch einen zeitaufwendigen diskontinuierlichen Betrieb sowie durch eine geringe Ausbringung gekennzeichnet. Weiterhin werden Eigenspannungen nur unzureichend abgebaut /Sch79/. Als Konsequenz ergibt sich eine Optimierung der Fertigungsprozesse, so dass ein Richtprozess nicht notwendig ist.

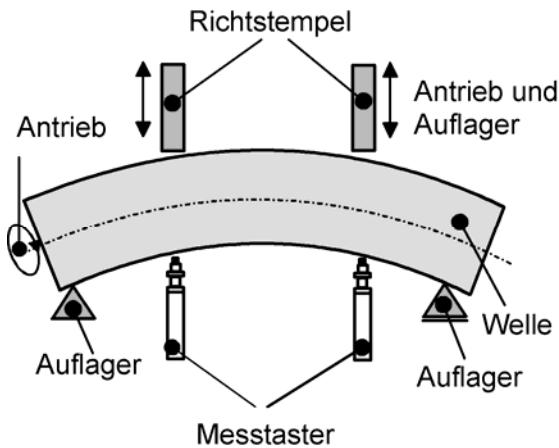


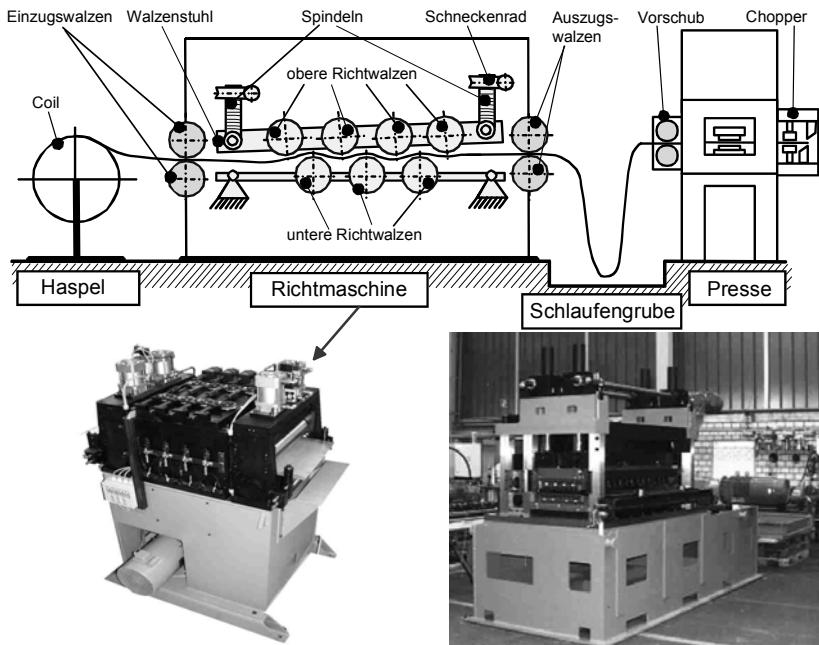
Abb. 3.140 Richten von Wellen durch freies Biegen

3.11.2.2 Walzrichten von Blech

Zum Richten von Bandmaterial werden Rollenrichtmaschinen eingesetzt, die ein kontinuierliches Arbeiten erlauben. Die Richtrollen bzw. Richtwalzen sind abwechselnd oberhalb und unterhalb des Bandes angeordnet und gegeneinander versetzt. Je nach Bauart der Maschine erfolgt der Antrieb des Blechvorschubs verteilt über die Richtwalzen oder über eigene Antriebsrollen, die am eigentlichen Richtprozess nicht beteiligt sind.

Beim Durchlauf des Bandes durch die Richtwalzenmaschine bzw. Richtmaschine wird es durch die abwechselnd oberhalb und unterhalb des Bandes versetzte angeordneten Richtwalzen alternierend hin- und hergebogen, so dass es zu plastischen Dehnungen bzw. Stauchungen in den Randfasern kommt. Mittels Eintauchtiefe und Anstellwinkel der Richtwalzen kann der Krümmungs- und Biegeverlauf des Richtgutes eingestellt werden.

Die wesentlichen Komponenten einer automatischen Bandanlage sind Haspel, Richtmaschine, Ausgleichsschläufe und Vorschub (Abb. 3.141) /Men01/.



Quelle: Heilbronn Maschinenbau GmbH

Quelle: Heilbronn Maschinenbau GmbH

Abb. 3.141 Automatische Bandanlage zur direkten Zuführung des Blechs an eine Presse

3.12 Fügen

Man unterteilt nach DIN8593 die Fügeverfahren in thermische und mechanische Fügeverfahren sowie in das Kleben. Im weiteren Verlauf sollen insbesondere die mechanischen Fügeverfahren näher betrachtet werden. Eine Übersicht der Fügeverfahren zeigt Abb. 3.142.

3.12.1 Bördeln

Nach DIN8593 Teil 5 wird beim Fügen durch Bördeln ein Ende eines rohrförmigen Werkstücks mit dem zu fügenden Werkstück formschlüssig verbunden. In Abb. 3.143a) erfolgt der Fügevorgang form- und kraftschlüssig durch plastisches Aufweiten des Rohres an einer Behälterwand. Dabei wird die Oberflächenrauhigkeit ausgenutzt. Ebenfalls können auch, wie in Abb. 3.143b) dargestellt, zwei ineinander geschobene Rohre gemeinsam gebördelt werden /DIN8593/.

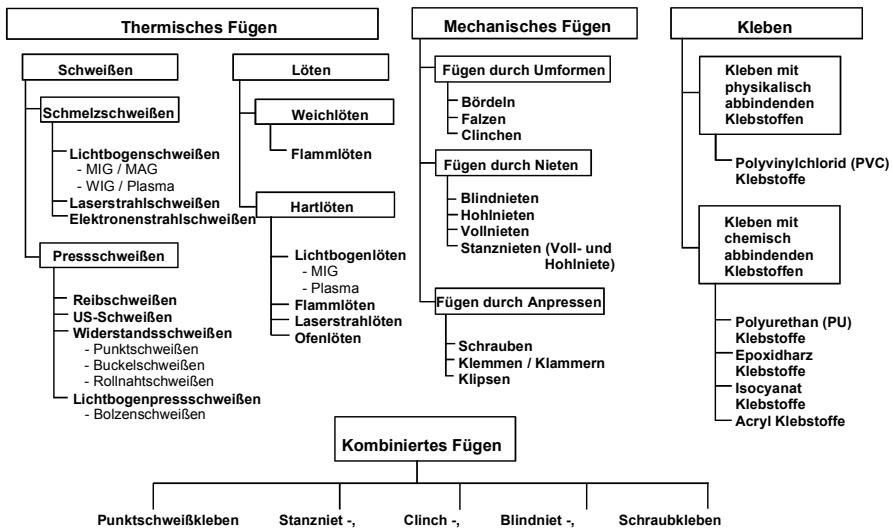


Abb. 3.142 Einteilung der Fügeverfahren /DIN8593/

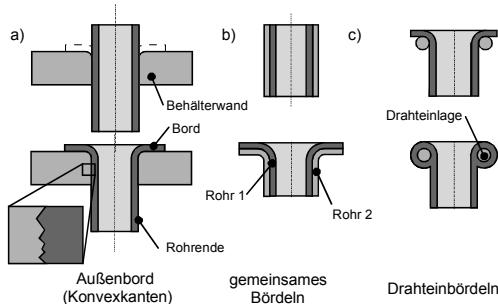


Abb. 3.143 Grundprinzipien beim Fügen durch Bördeln nach DIN8593 Teil 5

Zum Bördeln zählt auch das Umlegen eines zuvor hochgestellten Randes an einem Blechteil zum Zweck einer Versteifung des Randes oder Schaffung einer glatten Berandung /Sie93/. Als Beispiel ist in Abb. 3.143c) das Drahtebördeln gezeigt.

Das Bördeln zählt zu den Stauch- und Biegeverfahren. Die Stauch- und Biegeverbindungen sind überwiegend unlösbare Verbindungen und werden angewandt, wenn andere Fügeverfahren wie z.B. Pressschweißen, Laserschweißen bzw. Kleben nicht zweckmäßig sind. Stauch- und Biegeverbindungen werden folgendermaßen unterschieden:

- Unmittelbare Verbindungen: die Fügestelle oder besonders dafür vorgesehene Ansätze (Zapfen, Lappen) werden plastisch verformt (Abb. 3.144, oben).
- Mittelbare Verbindungen: zusätzliche Verbindungsmittel wie z.B. Niete, Klemmen, Draht-, Rohr- oder Bandabschnitte werden plastisch verformt (Abb. 3.144, unten).

Das Bördeln gehört zu den unmittelbaren, unlösaren Stauch- und Biegeverbindungen. Der Vorteil der unmittelbaren Verbindungen liegt in den geringeren Kosten, da keine zusätzlichen Fügemittel erforderlich sind. Weiterhin werden kurze Fügezeiten ermöglicht /VDI2251/.

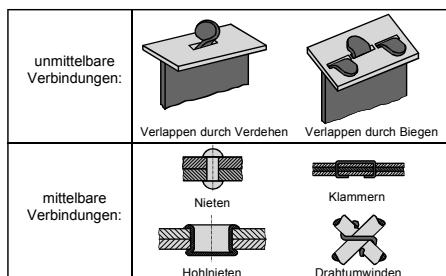


Abb. 3.144 Unterscheidung zwischen unmittelbaren und mittelbaren Verbindungen /VDI2251, DIN8593/

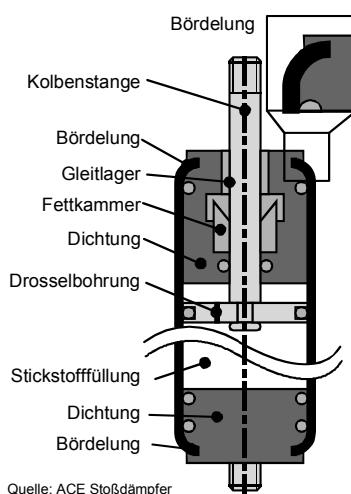


Abb. 3.145 Verschließen von Gasfederrohren für leichte Beanspruchungen; Bördelung zur Fixierung der Dichtung



Abb. 3.146 Bördeln von Getränkendosen zum Verschließen der Dose mit dem Deckel

Die mechanische formschlüssige Fügetechnik besitzt im Vergleich zu stoffschlüssigen Fügeverfahren (z.B. Schweißen) folgende Vorteile /Fin79, VDI2251/:

- In die zu fügenden Werkstücke wird keine Wärme eingebracht.
- Beim Bördeln erfolgt i.d.R. keine Nahtvor- und Nahtnachbehandlung.
- Es lassen sich durch die kurzen Füzeiten große Mengenleistungen erzielen (z.B. 400 Teile/min bis 1.200 Teile/min beim Rollbördeln von Getränkedosen).
- Keine zusätzlichen Kosten durch Fügemittel.

Der Nachteil des Bördelverfahrens sind kostenintensive Werkzeuge. Die Stückzahlen sind jedoch i.A. sehr hoch.

Die Unterscheidung der Bördelarten erfolgt nach den in den Werkstoff eingebrachten mechanischen Spannungen in Schrumpf- und Streckbördeln. Beim Schrumpfbördeln wird der Werkstoff neben der Biegung tangential gestaucht, beim Streckbördeln wird der Werkstoff tangential gestreckt (Abb. 3.147).

Ein Beispiel für das Streckbördeln ist das in Abb. 3.148 gezeigte Prinzip des Kragenziehens, wobei die Platine vorgelocht auf eine Matrize aufgelegt wird. Der Stempel bewegt sich abwärts und formt die Platine im Bereich der Vorlochung in der Matrize zu einem Kragen um. Dabei weitet sich das zuvor eingebrachte Loch auf.

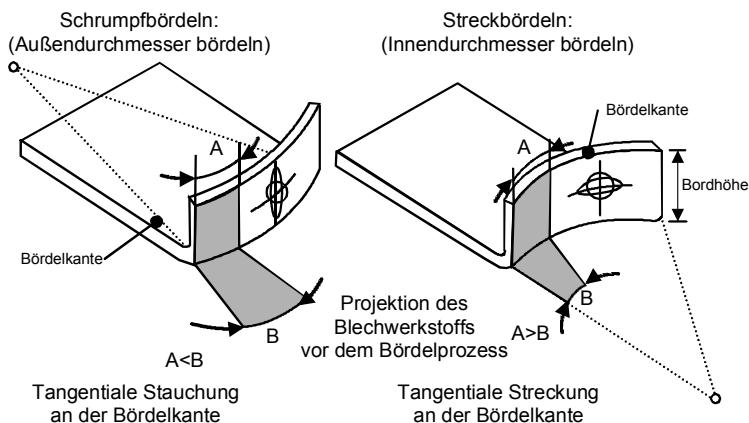


Abb. 3.147 Prinzip des Schrumpf- und Streckbördelns

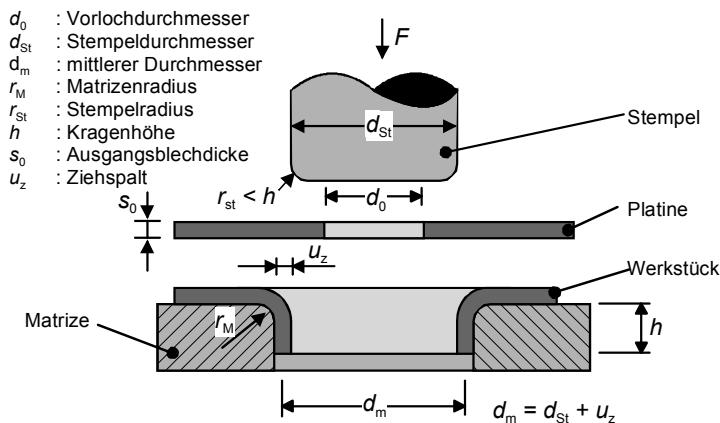


Abb. 3.148 Prinzip des Kragenziehens als Beispiel für das Streckbördeln

Einflussgrößen auf den Bördelprozess

- Die Blechdicke s_0 sollte einen Wert von $s_0 = 3,0$ mm nicht überschreiten. Üblich sind Blechdicken von $s_0 = 0,5$ mm bis $s_0 = 1,0$ mm.
- Zum Bördeln eignen sich am besten Werkstoffe mit hoher Dehnbarkeit (A_g bzw. A_{80}) und einer niedrigen Streckgrenze $R_{p0,2}$.
- Geometrie der Bördelkante (Abb. 3.147).
- Verhältnis des Ausgangsdurchmessers d_m zur Blechdicke s_0 . Beim Schrumpfbördeln führen die tangentialen Druckspannungen unter Umständen zur Faltenbildung des Werkstücks.
- Bordhöhe bzw. Kragenhöhe h darf nicht zu hoch gewählt werden. Eine zu große Bordhöhe führt beim Schrumpfbördeln zu größeren tangentialen Druckspannungen am Ende des Borders. Damit erhöht sich die Gefahr der Faltenbildung. Beim Streckbördeln führen größere tangentielle Zugspannungen am Ende des Borders unter Umständen zum Einreißen.
- Ein zu kleiner Bordradius r_M führt zu hohen Biegespannungen.

Werkzeug und Anlagentechnik

Die Einteilung der Bördelverfahren erfolgt anhand der Fläche, über welche die Einleitung der Bördelkräfte erfolgt. Damit ergeben sich zwei grundsätzlich unterschiedliche Systeme:

- Bördeln mit Punktberührung: Die Umformkräfte und -momente werden partiell in den jeweiligen Umformbereich eingebracht. Hierzu zählt das Bördeln mittels Sickenwalzen. Abb. 3.149 zeigt unterschiedliche Walzenformen.
- Bördeln mit Linienberührung: Die Borde werden in einem Umformvorgang an den Fügepartner angedrückt. Das Verschließen von Batteriehülsen ist ein typischer Anwendungsfall für das Bördeln mit Linienberührung.

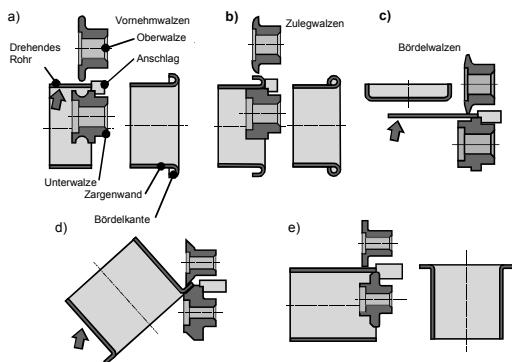


Abb. 3.149 Walzenformen für Sicken- und Bördelmaschinen (a) bis e) für Bördeln mit Punktberührung) /Pri03/

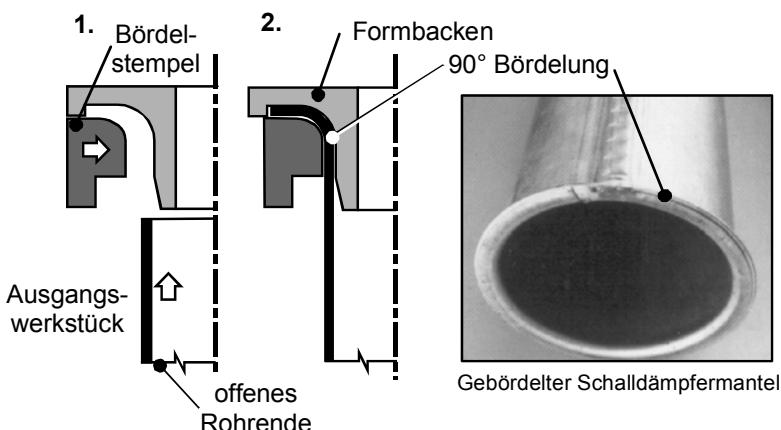


Abb. 3.150 Arbeitsprinzip von Pressbördelwerkzeugen /Boe90/

Beim Bördeln werden für die unterschiedlichen Bördelaufgaben entsprechende Anlagentechniken eingesetzt:

- *Bördeln von Hand*: Einzelanfertigungen bzw. Bauteile mit ungewöhnlichen Abmessungen beispielsweise metallische Dacheindeckungen.
- Mithilfe von *Bördel- und Sickenmaschinen* (Abb. 3.149): Bördelmaschinen dienen zum Hochstellen von rechtwinkeligen Borden an geraden, runden und kurvenförmigen Blechteilen. Die zwei Bördelrollen stehen in einem kleinen Neigungswinkel zueinander. Die Umformung erfolgt in einem Durchlauf, wobei die Blechdicke ausgewählt werden kann und die Bordhöhe beliebig einstellbar ist.

- **Pressbördeln** (Abb. 3.150): Rotationssymmetrische Bauteile werden mittels Formbacken umschlossen. Ein geteilter Bördelstempel wird um das offene Ende des Bauteils gepresst. Dadurch erhält das Bauteil während des Bördelvorgangs eine konstante Form.

Danach wird das Bauteil in die Formbacken eingezogen. Ein Anwendungsbereich des Pressbördeln ist die Fertigung von Schalldämpfern in Abgasanlagen bei Automobilen.

- **Rollbördeln** (Abb. 3.151): Ein Spindelkopf bewegt sich zum Werkstück, das sich um diesen dreht. Die Bördelung wird zwischen einem Außenring und einem Innenring geformt. Wegen der Punktberührung der Bördelrollen ist die erforderliche Axialkraft relativ klein. Somit besteht auch bei der Fertigung von dünnen Dosen und Hülsen keine Beulgefahr im Wand- und Bodenbereich.

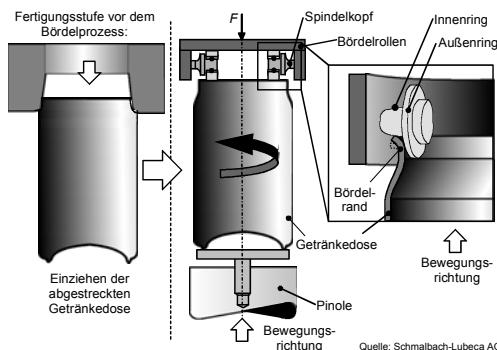


Abb. 3.151 Beispiel für das Rollbördelverfahren: Bördeln von Getränkedosen

Anwendungsbereiche

Versteifung durch Drahteinlagen:

Abb. 3.152 zeigt den Bördelvorgang beim Versteifen von Zargenwänden mittels Drahteinlagen.

Folgende Arbeitsschritte werden beim Drahtebördeln angewandt:

- Mittels sogenannter Vornehmwälzen wird der Behälterrand umgelegt. Dabei werden die Walzen anhand des Drahdurchmessers ausgelegt (1. und 2.).
- Nach dem Einlegen des Drahtes (3.) wird der Bord mittels Zulegwalzen geschlossen (4.).
- Durch eine weitere Zulegwalze werden Zargenwand und Draht zusammengedrückt, um so den umgelegten Bord rund und dicht an die Zargenwand zu bringen (5.).

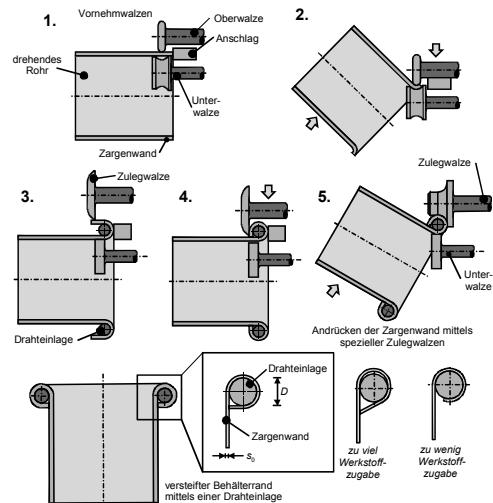


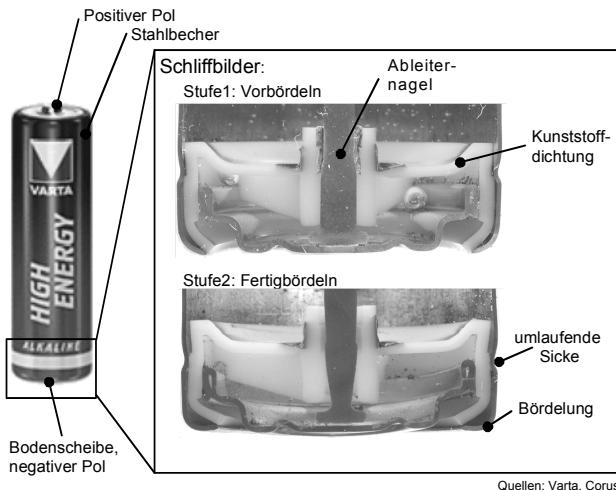
Abb. 3.152 Prozessfolge des Bördelvorgangs beim Versteifen von Zargenwänden durch Drahteinlagen /BfS77/

Der Drahtdurchmesser D ist abhängig von der Blechdicke s_0 und sollte mindestens das fünffache der Blechdicke s_0 betragen /Boe90/:

$$D \geq 5 \cdot s_0 \quad (3.122)$$

Batteriebördeln:

Das Fügeverfahren Bördeln wird beim Verschließen von Batteriebechern angewandt. Dabei wird die Zargenwand um 90° umgelegt. Eine Kunststoffdichtung wird durch die Bördelung sowie einer umlaufenden Sicke eingeklemmt (Abb. 3.153) /Doe04/.



Quellen: Varta, Corus

Abb. 3.153 Anwendung des Fügeverfahrens Bördeln beim Verschließen von Batteriebechern

Die Herstellung von Batteriebechern erfolgt in den folgenden Prozessschritten:

- Die Becher werden mit der Braunsteinkathode, dem Separatorpapier, der Zink-Gel-Anode und der Kunststoffdichtung gefüllt.
- Die Becher werden vorgebördelt. Dabei wird der Becher eingezogen, d.h., der Becherdurchmesser wird verringert und der offene Becherrand wird um 45° umgelegt.
- Das Endmaß des Batteriebechers wird in der Fertigbördelstufe erreicht. Dabei erfolgt das rechtwinklige Umlegen des Becherrandes.
- Zur Reduzierung der Umformkraft wird vor jeder Bördelstufe mittels eines Filzrandes ein schnell verflüchtigendes Öl auf den Becher aufgebracht.

Abb. 3.154 zeigt den Verfahrensablauf beim Vor- und Fertigbördeln von Batteriebechern mit dem zugehörigen Werkzeug. Von besonderer Bedeutung bei der Werkzeugauslegung für das Batteriebördeln ist insbesondere bei sehr dünnen Becherwänden die Auslegung der umlaufenden Sicke, auf der sich der Kunststoffverschluss abdrückt.

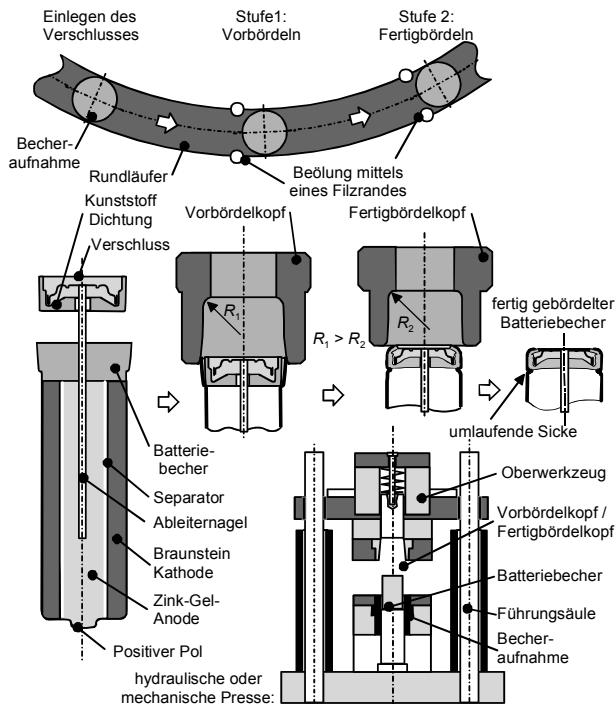


Abb. 3.154 Verfahrensprinzip des Batteriebördelns

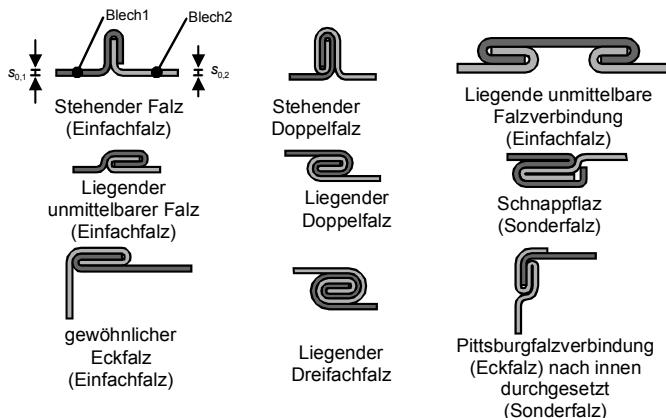


Abb. 3.155 Gerade Falzverbindungen /Rad89/

3.12.2 Falzen

Falzen ist Fügen durch Umformen derart, dass an ihren Rändern vorbereitete Blechteile ineinander gelegt oder ineinander geschoben werden und durch Umlegen der Ränder einen Formschluss erhalten /DIN8593/. Abb. 3.155 und Abb. 3.156 zeigen die bedeutendsten handwerklich und maschinell herstellbaren Falzverbindungen. Einfachfalze dienen in den meisten Fällen dem Verbinden einer optischen Sichtfläche mit einem Stützelement. Doppel- und insbesondere Dreifachfalzungen werden an mechanisch hoch beanspruchten Behältern und Blechkonstruktionen mit Sicherheitsauflagen angewandt /Rad89/.

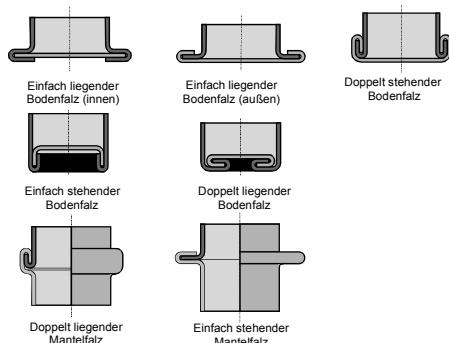


Abb. 3.156 Einfalzen von Böden in Hohlkörper /BfS77/

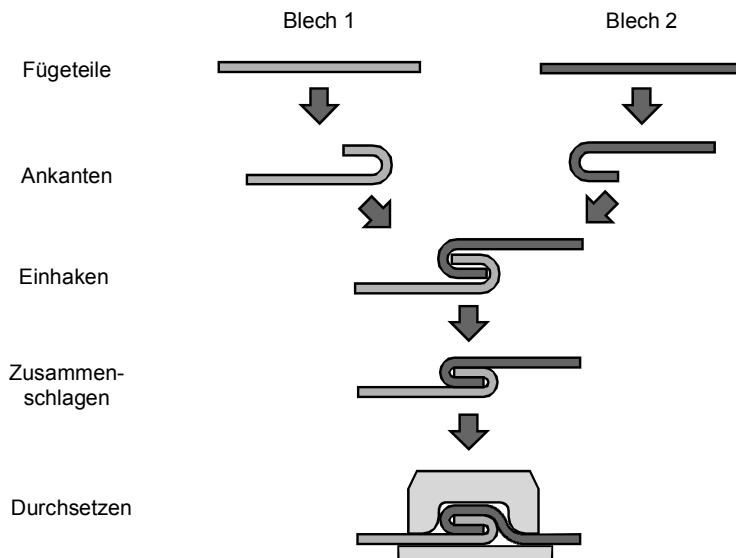


Abb. 3.157 Verfahrensablauf beim Falzen von geraden Blechkanten /BfS77/

Beim Falzen werden die Ränder von Feinblechen nahtförmig und formschlüssig miteinander verbunden. Durch Umbiegen, ineinanderhaken, Zusammendrücken und Durchsetzen der Blechränder wird eine Verbindung geschaffen (Abb. 3.157) /Boe90/. Bei Falzverbindungen an zylindrischen Gefäßen wird vor dem Falzen der Boden mittels einer Sickenmaschine mehrfach gebördelt (Abb. 3.158).

Das Falzen von Karosserieteilen erfolgt in der Regel mit Werkzeugen in Pressen (Abb. 3.159).

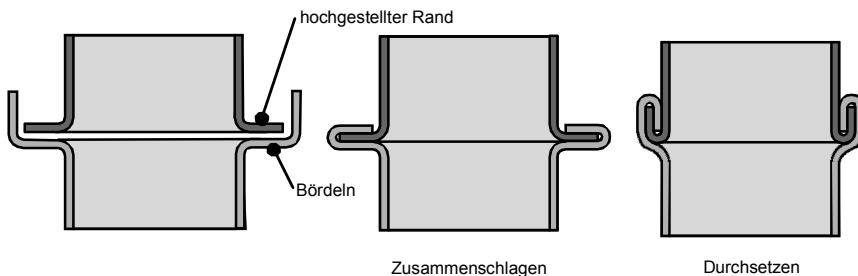


Abb. 3.158 Arbeitsfolge beim Herstellen eines Falzes an runden Blechkanten /BfS77/

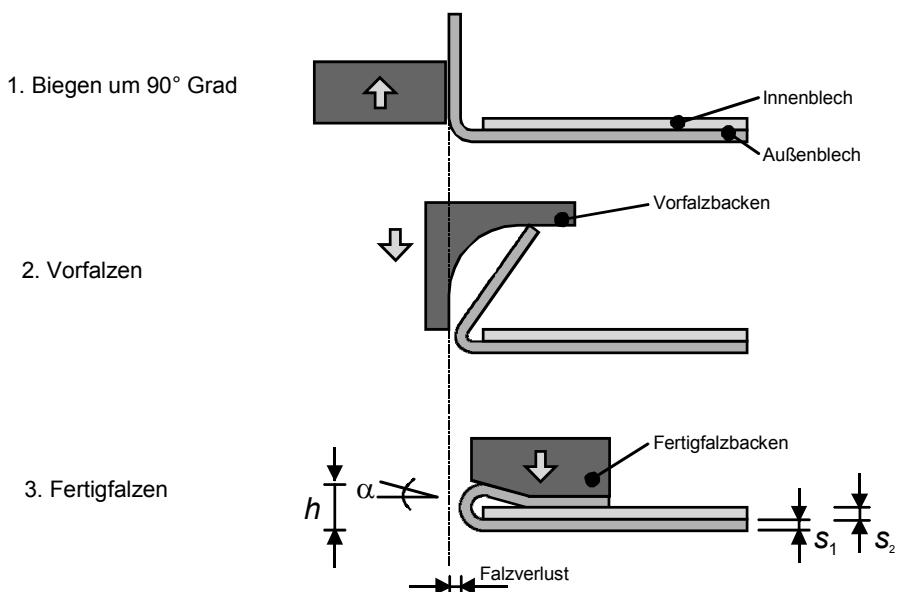


Abb. 3.159 Verfahrensschritte beim Falzen mittels Presswerkzeugen /Sie93/

Das Umformen wird nicht partiell, sondern die gesamte Falznaht wird mit einem Werkzeug in zwei bis drei Operationen aufgeteilt:

- die Kanten in den Außenradien werden angestellt (90° -Biegung).
- Die Kanten werden um 45° gefalzt (Vorfalzen).
- der Falz wird zgedrückt, (Fertigfalzen). Hierbei ist zu beachten, dass ein Falzverlust entsteht, der etwa einer Blechdicke des Außenblechs entspricht /Rad89/.

Einflussgrößen auf den Falzprozess

Falzbreite:

Schmale Falze besitzen eine ungenügende Festigkeit, Haltbarkeit und Dichtheit springen bei der Herstellung leicht auf. Eine zu große Überlappungsbreite bedeutet dagegen einen unnötig hohen Materialaufwand und erschwert die Fertigung insbesondere bei runden Blechkörpern. Je nach Größe des herzustellenden Bauteils und der angewandten Falzform liegt die Falzbreite bei Blechdicken von bis zu 0,8 mm gewöhnlich zwischen 5 und 12 mm (Abb. 3.160). Mit zunehmender Blechdicke erhöht sich die Falzbreite /Boe90/.

Blechdicke:

Mit zunehmender Blechdicke nehmen die Biegespannungen während des Falzprozesses zu. Es kommt zum Strecken des Werkstoffs an der Außenkante und zum Stauchen an der Innenkante.

Dabei besteht die Gefahr, dass sich an der Außenkante der Biegestelle Zugrisse ergeben. Die Zugrisse bedeuten eine Querschnittsverminderung und haben zur Folge, dass die Falzverbindung bei größeren Beanspruchungen aufreißt /BfS77/. Zu geringe Blechdicken erhöhen gerade bei gekrümmten Falznähten die Gefahr der Faltenbildung. In der Praxis wird das Falzen bei Blechdicken von $s_0 = 0,1 - 2$ mm angewandt /Rad89/.

Anwendungsgebiete

Das klassische Anwendungsgebiet des Falzens ist die Herstellung von Behältern (Dosen, Fässer) in der Verpackungsmittelindustrie, von Lüftungskanälen und Rohren sowie von metallischen Dachbedeckungen.

Des Weiteren wird das Falzen im Karosseriebau sowie bei der Herstellung von Gehäusen, Türen und Abdeckungen für Haushaltsgeräte (Kühlschränke, Waschmaschinen, Wäschetrockner) und Apparate angewandt. Hierbei handelt es sich meist darum, eine Beplankung z.B. Türaußenhaut mit einem stützenden oder verstifenden Bauteil zu fügen /Sie93/.

Beispiel: Maschinelles Herstellen eines doppelt stehenden Bodenfalzes

Abb. 3.161 stellt den Prozessablauf bei der maschinellen Herstellung von doppelt stehenden Bodenfalzen an kreisrunden Gefäßen dar. Für die Fertigung von einfachen und doppelten Falzverbindungen werden Bodenfalz- und Falzdrückmaschinen verwendet. Zuerst erfolgt die Herstellung des einfach stehenden Bodenfalzes. Der hochgestellte Rumpf und der gebördelte Boden werden zusammengesteckt und an einigen Stellen gehetzt (1.).

Als Unterwalze wird eine glatte und als Oberwalze eine mit einer Nut versehene Walze verwendet. Durch das Tieferstellen der Oberwalze wird der überstehende Blechschenkel so weit heruntergedrückt, dass ein einfacher Bodenfalz entsteht (1.).



Abb. 3.160 Wahl der Falzbreite

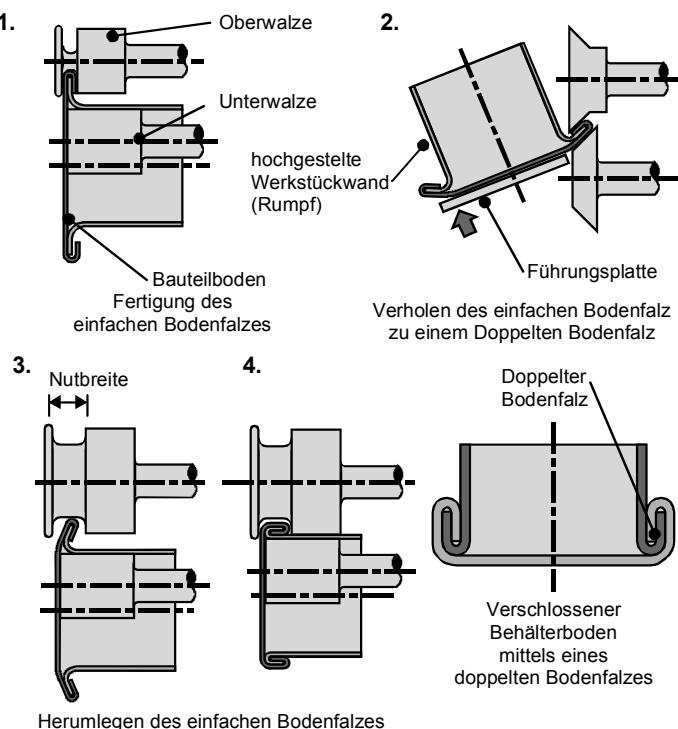


Abb. 3.161 Maschinelles Herstellen eines doppelt stehenden Bodenfalzes

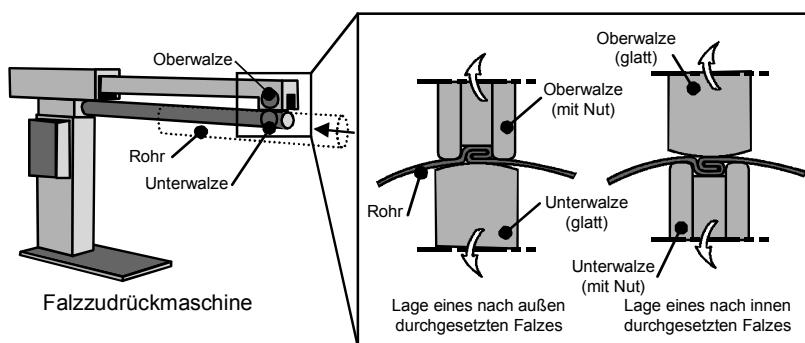
Mithilfe zweier kegelförmiger Walzen erfolgt das Verhöhlen des einfachen Bodenfalzes. Durch das Tieferstellen der Oberwalze wird der einfache Falz weiter zusammengedrückt. Unter fortlaufender Umdrehung des Werkstücks bei gleichzeitigem Heben der Führungsplatte wird der einfache Bodenfalz in eine abgewinkelte Lage gebracht (2.).

Durch ausgeformte Walzen, deren Nutbreite der Breite des fertigen Falzes entspricht, erfolgt das vollständige Herumlegen zu einem doppelten Falz. Durch Tieferstellen der Oberwalze wird der einfache Falz herumgelegt und zusammengedrückt (3. und 4.).

Werkzeug und Anlagentechnik

Falze lassen sich manuell mit Handwerkzeugen oder maschinell mit Abkant-, Sicken-, Rundfalg- oder Längsfalg- und Falzformmaschinen anbringen /BfS77/. Bei Massenartikeln wie z.B. Dosen werden oft spezielle Falzmaschinen eingesetzt. Für den Einsatz außerhalb der Werkstatt wurden mobile Falzmaschinen entwickelt, die z.B. bei der Herstellung von Metallbedachungen oder im Prototypenbau verwendet werden.

Abb. 3.162 zeigt das Arbeitsprinzip einer Falzzudrückmaschine. Falzzudrückmaschinen werden beim Zudrücken des Falzes von gefalzten Rohren eingesetzt. Die Anlage arbeitet mit zwei feststehenden Falzwalzen, wobei die Oberwalze angetrieben wird. Das zu falzende Rohr (in Abb. 3.162 gestrichelt gezeichnet) wird an die beiden Rollen herangeführt, von diesen erfasst und durch die angetriebene obere Rolle weitertransportiert. Durch Herausnehmen des Rohres aus der Falzzudrückmaschine und Drehen des Werkstücks kann die Nutlänge verdoppelt werden. Für das Durchsetzen des Falzes nach außen ist die Oberwalze mit einer der Falzbreite entsprechenden Nut versehen und die Unterwalze glatt. Ist der Falz nach innen durchgesetzt, so ist die Oberwalze glatt und die Unterwalze mit einer Nut versehen /BfS77/.



Quelle: Reinhardt Maschinenbau GmbH

Abb. 3.162 Arbeitsprinzip einer Falzzudrückmaschine

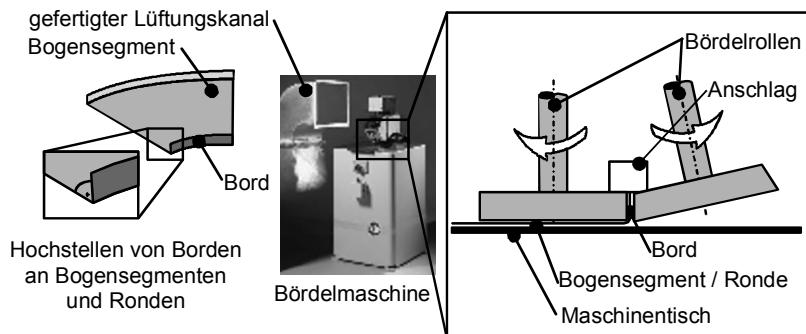


Abb. 3.163 Maschinenprinzip zur Fertigung von Borden an Bogensegmenten /Ras03/

Abb. 3.163 stellt das Arbeitsprinzip einer Bördelmaschine zum Hochstellen von Borden an Bogensegmenten bzw. Ronden dar. Der Blechrand wird durch zwei Bördelrollen hochgestellt. Dazu ist zuvor ein manuelles Anbiegen des Blechrandes notwendig. Bei dem Verfahren können Bordhöhen von bis zu 10 mm gefertigt werden, bei einer Blechdicke von $s_0 = 1 \text{ mm}$.

Abb. 3.164 zeigt das Arbeitsprinzip eines Falzformers. Dieser Maschinentyp wird z.B. zum Profilieren von Falzen an geraden Lüftungskanalsegmenten verwendet. Der Rollensatz zum Profilieren des Falzes besteht aus neun Umformstationen und wird je nach Falzform ausgewechselt /Ras03/.

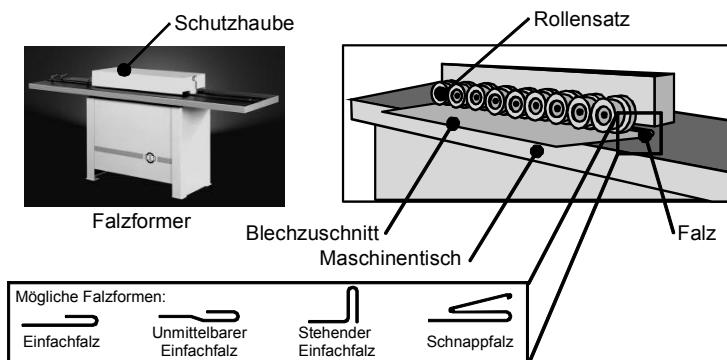


Abb. 3.164 Arbeitsprinzip eines Falzformers zur Herstellung unterschiedlicher Falzformen /Ras03/

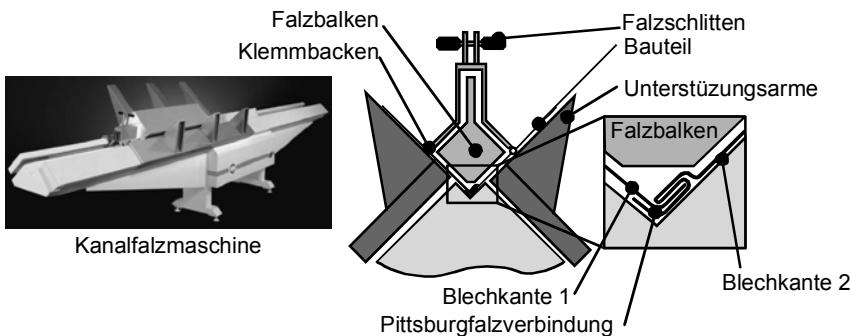


Abb. 3.165 Arbeitsprinzip einer Kanalfalzmaschine zur Herstellung von geraden Falznähten /Ras03/

Abb. 3.165 zeigt das Arbeitsprinzip einer Kanalfalzmaschine, die bei der Herstellung von geraden Lüftungskanalsegmenten eingesetzt wird. In einem Arbeitsgang werden die folgenden Arbeitsschritte ausgeführt (Abb. 3.155):

- die erste Blechkante falzen,
- die zweite Blechkante anbiegen,
- die beiden Bleche verbinden und schließen.

Dabei durchläuft der Falzschlitten, an dessen Klemmbacken die Blechzuschnitte gehalten werden, zusammen mit den Unterstützungsarmen des Blech-Leitsystems als komplette Einheit die Maschine. Der Umformvorgang erfolgt mittels Rollen. Folgende Falzverbindungen können mit einer Kanalfalzmaschine gefertigt werden:

- Schnappfalte,
- Pittsburghfalte und
- ein gewöhnlicher Eckfalte.

3.12.3 Clinchen

Clinchen wird neben dem Bördeln, Falzen, Stanznieten etc. dem „Fügen durch Umformen“ zugeordnet. Es wird im Normenwerk nach DIN8593-T5 erfasst. Es handelt sich um ein Fügen von überlappt angeordneten Blech-, Rohr- oder Profilteilen durch Umformen mittels Stempel und Matrize. Eine Fügeaufgabe lässt sich anhand der Parameter Fügepunktgeometrie, stempelseitige und matrizenseitige Blechdicke sowie der verwendeten Blechwerkstoffe charakterisieren. Das Prinzip des Clinchens ist in Abb. 3.166 dargestellt.

Die Operationen „2. Durchsetzen“ und „3. Stauchen“ sind durch folgende Merkmale gekennzeichnet:

- gemeinsames Durchsetzen der Fügepartner an der Fügestelle: Blechwerkstoff wird aus der Blechebene in die starre Matrize verschoben.
- Wenn der Blechwerkstoff den Boden der Matrize erreicht, wird er so gestaucht, dass durch Breiten oder Fließpressen eine unlösbare Verbindung entsteht.

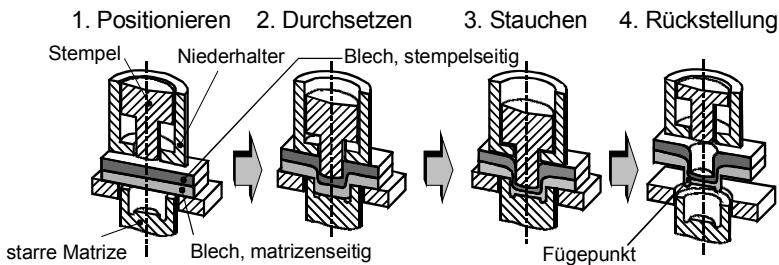


Abb. 3.166 Prinzip des Clinchens mit starrer Matrize

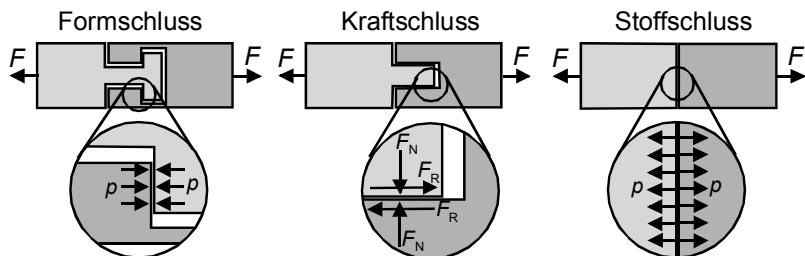


Abb. 3.167 Prinzip verschiedener Schlussarten /Pah97/

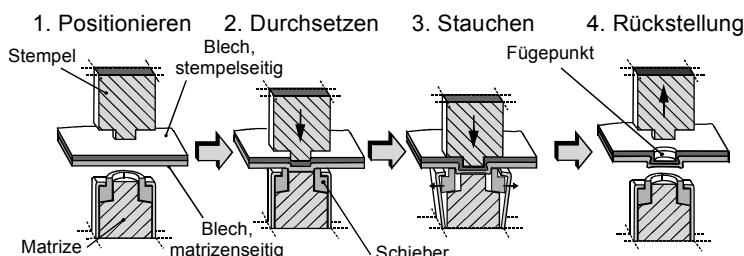


Abb. 3.168 Prinzip des Clinchens mit beweglicher Matrize

Das Clinchen ist durch einen Formschluss und einen Kraftschluss gekennzeichnet (Abb. 3.167). Unter bestimmten Bedingungen kann ein Stoffschluss auftreten /Doe03b/.

Beim Clinchen wird neben unterschiedlichen Sonderformen in zwei grundlegende Werkzeugkonzepte unterteilt: das Clinchen mit starrer Matrize (Abb. 3.166) /Lie89/ und das Clinchen mit beweglicher Matrize (Abb. 3.167) /Lie92/, wobei vom Grundprinzip beide Verfahrensabläufe ähnlich sind.

Vorteile der Clinchtechnik gegenüber alternativen Fügeverfahren wie z.B.

Schweißen, Kleben, Stanznielen etc.:

- keine Erwärmung der Fügestelle notwendig,
- keine Emission giftiger Gase oder Dämpfe,
- keine Nacharbeiten, die dem Korrosionsschutz dienen,
- keine Hilfsfügeteile wie beispielsweise Nieten oder Schrauben notwendig,
- keine gesonderte Oberflächenbehandlung der Fügestelle erforderlich,
- Schwankung der Blechdicken im Toleranzbereich der Hersteller werden kompensiert,
- Fügen von beschichteten, unbeschichteten sowie lackierten Blechen ist möglich,
- Fügen verschiedener Werkstoffpaarungen unterschiedlicher Blechdicke ist möglich (z.B. Stahlblech und Aluminiumblech) /Hah02a/,
- Online-Qualitätssicherung möglich.

Nachteile:

- verminderte Verbindungsfestigkeit z.B. im Vergleich zum Stanznielen,
- nicht universell einsetzbar z.B. bei sich ändernden Blechdicken,
- Auslegung der Werkzeuge basiert oft auf Erfahrungswissen der Systemanbieter.

Einteilung der Clinchverfahren

Bezüglich der Werkzeugform und der -kinematik werden die Fügeverfahren in Clinchen mit Schneidanteil und Clinchen ohne Schneidanteil unterteilt.

Clinchen mit Schneidanteil

Bei der Herstellung der Verbindungselemente können ein oder beide Fügeteile örtlich eingeschnitten werden, um das Breiten zu erleichtern (Clinchen mit Schneidanteil gemäß Abb. 3.169 bzw. mit verminderterem Schneidanteil).

Wie in Abb. 3.169 zu sehen ist, erfolgt zunächst ein Positionieren der zu fügenden Bleche zwischen Stempel und Matrize. Anschließend werden die Fügepartner gemeinsam an der Fügestelle durchgesetzt, wobei sie partiell aus der Blechebene heraus in die Matrize umgeformt werden. Wenn der Blechwerkstoff den Boden der Matrize erreicht, wird er so gestaucht, dass durch Breiten oder Fließpressen im Bodenbereich eine radiale Werkstoffbewegung stattfindet und eine unlösbare Verbindung der Bleche entsteht.

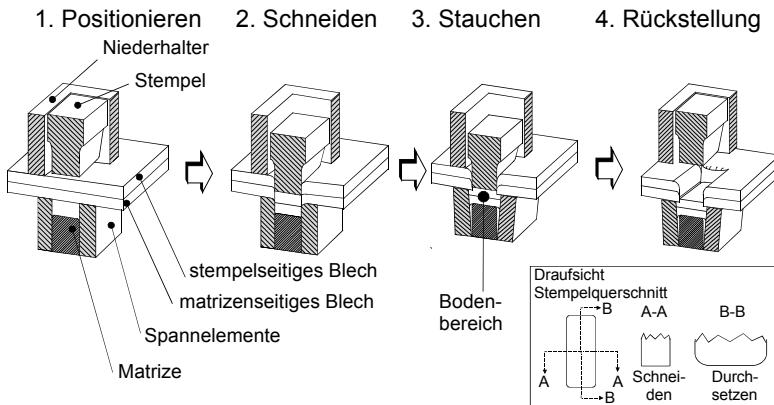


Abb. 3.169 Clinchen mit Schneidanteil

Abb. 3.170 zeigt die Darstellung eines fertigen Clinchpunkts mit Schneidanteil. In Abb. 3.171 sind die geometrischen Größen eines balkenförmigen Clinchpunkts (Clinchen mit Schneidanteil) in den Schnitten I-I und II-II dargestellt. Der Bodenbereich des Clinchpunkts ist lediglich über die nicht eingeschnittenen Seiten (Schnitt II-II) mit dem umgebenden unteren Blech verbunden. Der Hinterschnitt wird ausschließlich in den Bereichen der eingeschnittenen Seiten erzeugt (Schnitt I-I).

Vorteile des Clinchens mit Schneidanteil sind die Möglichkeit des Fügens dicker Bleche, eine reduzierte Fügekraft sowie eine größere Verbindungsfestigkeit als beim Clinchen ohne Schneidanteil. Nachteilig ist hingegen die unterschiedliche Verbindungsfestigkeit in I- und II-Richtung, Korrosionsgefährdung an den Schnittkanten sowie die durch Kerbwirkung verminderte Dauerfestigkeit /Hah91, Hah92, Hah95/.

Es wird davon ausgegangen, dass die Clinchverbindung mit Schneidanteil nachträglich lackiert werden sollte. Bei verzinkten Blechen ist der Kantenkorrosionsschutz durch kathodischen Schutz gegeben. Bei der Verarbeitung von endlackierten Blechen ist das Clinchen ohne Schneidanteil zu empfehlen.

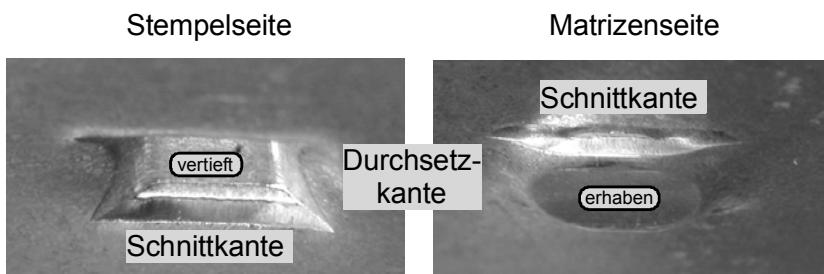


Abb. 3.170 Clinchpunkt mit Schneidanteil

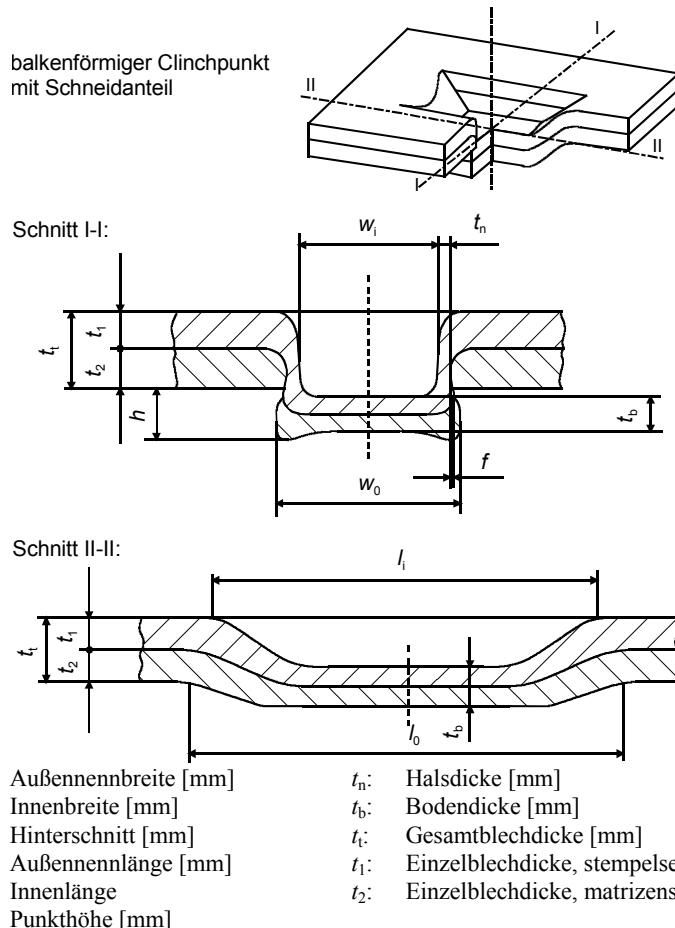


Abb. 3.171 Geometrische Größen eines balkenförmigen Clinchpunktes mit Schneidanteil /DVS03/

Clinchen ohne Schneidanteil

Abb. 3.172 zeigt das Clinchen ohne Schneidanteil. Durch die Stauchung im Bodenbereich ergibt sich ein umlaufender Hinterschnitt. Der Verfahrensablauf ist in Abb. 3.167 dargestellt.

In Abb. 3.173 sind die geometrischen Größen eines rotationssymmetrischen Clinchpunkts dargestellt, mit denen der entstandene Clinchpunkt vollständig beschrieben wird. Die Vorteile des nicht schneidendens Clinchens im Vergleich zum Clinchen mit Schneidanteil sind der gute Korrosionsschutz, da keine Schnittkanten vorhanden sind, sowie die gute Dauerfestigkeit durch eine verminderte Kerbwirkung /Hah91, Hah92, Hah95/. Nachteilig sind die höheren Fügekräfte und die im Allgemeinen geringere Verbindungsfestigkeit.

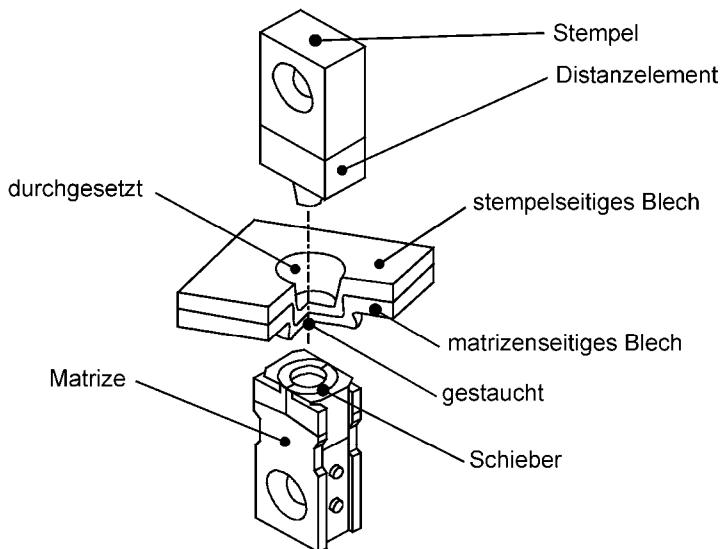


Abb. 3.172 Clinchen ohne Schneidanteil mit den dazugehörigen Werkzeugen

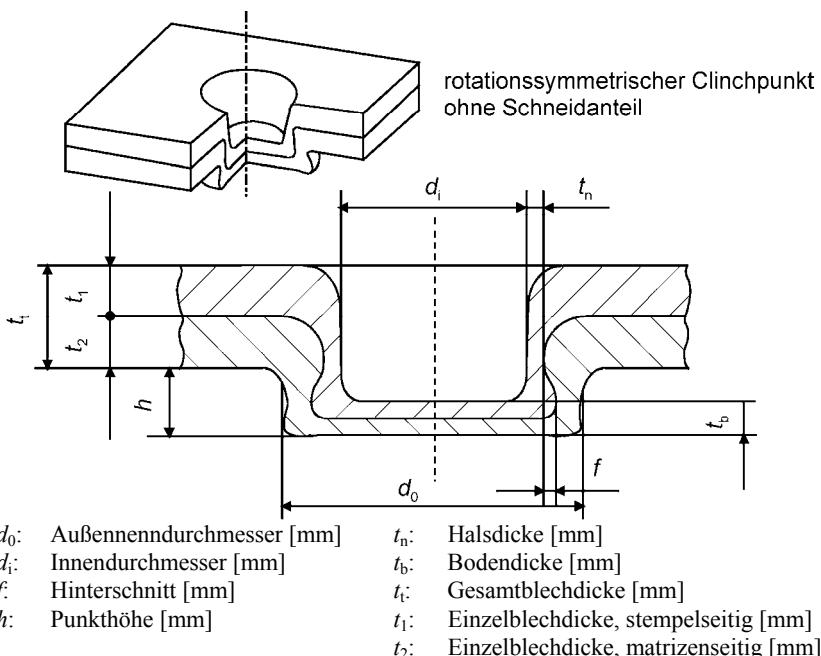


Abb. 3.173 Geometrische Größen eines rotationssymmetrischen Clinchpunktes ohne Schneidanteil /DVS03/

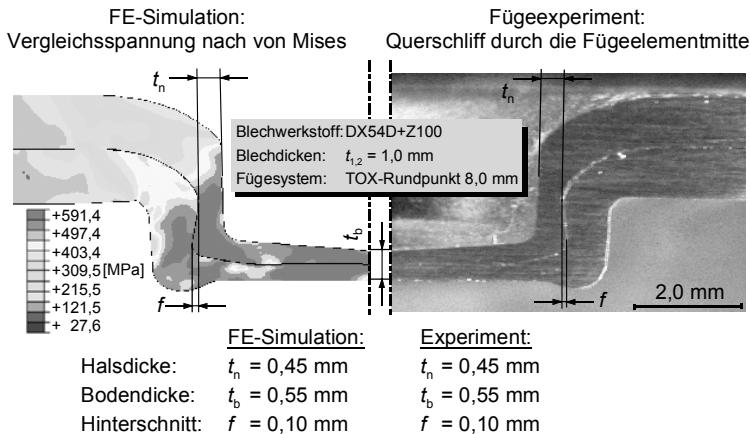


Abb. 3.174 FE-Simulation des Clinchens mit starrer Matrize /Hah03b/

Prozessauslegung

Die Verbindungsfestigkeit ist am höchsten, wenn das dickere Blech stempelseitig angeordnet wird. Die Werkzeuggeometrien für Stempel und Matrize sowie die einzustellende Bodendicke können mithilfe von FE-Simulation berechnet werden (Abb. 3.174).

Es ist eine gute Übereinstimmung der Fügeelementausbildung von Simulation und Experiment vorhanden. Es existieren rechnergestützte Datenbanksysteme, in denen die Ergebnisse von FE-Simulationen hinterlegt werden, um die Prozessauslegung zu vereinfachen /Hah03a/.

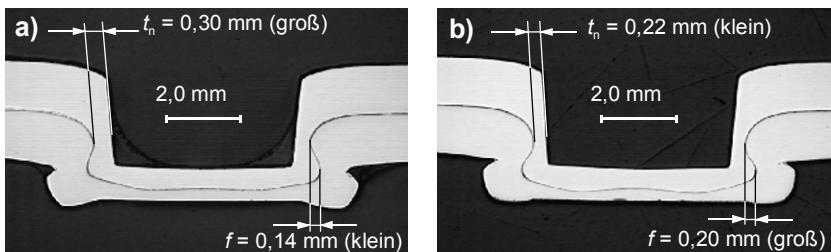


Abb. 3.175 Schliffbilder von Clinchpunkten

Bewertung der Clinchverbindungen

Eine Beurteilung der Verbindungsqualität kann durch metallografische Untersuchungen sowie durch die Ermittlung der Verbindungsfestigkeit im Zerreißversuch erfolgen. Im Rahmen der metallografischen Untersuchungen werden üblicherweise Schliffbilder (Abb. 3.175) der Fügeelemente angefertigt. Anhand dieser Proben werden die qualitätsrelevanten Kenngrößen Halsdicke, Bodendicke und Hinterschnitt aufgenommen.

Dargestellt sind exemplarisch folgende Schliffbilder:

- a) Halsdicke t_n groß, Hinterschnitt f klein
- b) Halsdicke t_n klein, Hinterschnitt f groß

Die Verbindungsfestigkeit von Clinchpunkten wird analog der Untersuchungen von Punktschweißungen ermittelt.

Quasistatische Belastungsprüfung:

- Scherzugversuch (in Anlehnung an DIN50124),
- Schälzugversuch (in Anlehnung an DVS29160),
- Kopfzugversuch (in Anlehnung an DIN50164).

Bei der Prüfung soll eine maximale Traversengeschwindigkeit von 10 mm/min nicht überschritten werden /Hah01/.

Dynamische Belastungsprüfung:

Dauerschwingversuche im Zugschwellbereich in Anlehnung an DIN50100
Abbruchkriterium: z.B. 40 % Steifigkeitsverlust der Probe oder anfängliche Rissinitiierung /Hah02b/.

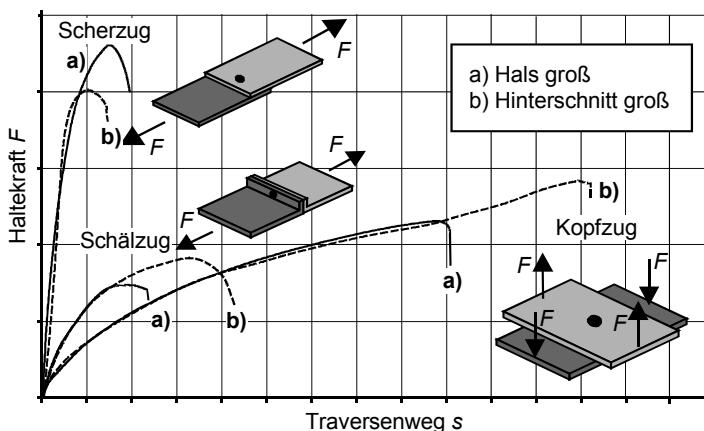


Abb. 3.176 Quasistatische Tragfähigkeit eines Clinchpunktes

Je nach Belastungsrichtung sind verschiedene Verbindungsfestigkeiten zu erwarten. In Abb. 3.176 sind für den Scherzugversuch, den Schälzugversuch und den Kopfzugversuch die entsprechenden Kraft-Weg-Verläufe einer quasistatischen Belastungsprüfung beispielhaft dargestellt.

Die Verbindungsfestigkeit eines Clinchpunkts wird im Wesentlichen von seiner geometrischen Ausbildung bestimmt:

- eine große Halsdicke bewirkt eine große Scherzugverbindungsfestigkeit,
- ein stark ausgebildeter Hinterschnitt bewirkt eine große Schälzug- und Kopfzugverbindungsfestigkeit.

Versagensfälle:

- Scherzugversuch: häufig Abscheren des Halses,
- Schälzugversuch: Clinchpunkt wird einseitig auf Zug belastet und versagt meist durch Ausknöpfen,
- Kopfzugversuch: meist Ausknöpfen des stempelseitigen Teils des Clinchpunkts aus dem matrizenseitigen Teil.

Die eintretende Versagensart (Abscheren oder Ausknöpfen) wird maßgeblich durch die geometrische Ausbildung des Clinchpunkts bestimmt.

3.12.4 Stanznieten

Stanznieten ist im Gegensatz zum Clinchen ein Fügen durch Umformen eines Verbindungselements bzw. der Fügepartner, wobei im Allgemeinen unlösbare, kraft- und formschlüssige Verbindung zwischen den zu fügenden Bauteilen entsteht.

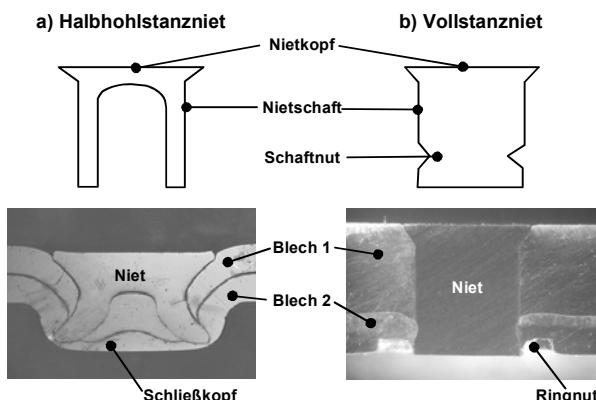


Abb. 3.177 Schliffbild eines Halbhohl- und eines Vollstanzniets

Beim Stanznieten entfällt im Gegensatz zum konventionellen Nieten die notwendige Vorlochoperation, da das zum Stanznieten eingesetzte Hilfsfügeteil gleichzeitig in einem ersten Prozessschritt als Lochstempel verwendet wird /Hah01/.

Eigenschaften des Stanznietens /Boe98/:

- keine Gefügeänderung im Vergleich zum Schweißen,
- bessere statische und dynamische Festigkeit im Vergleich zum Clinchen,
- verschiedene Werkstoffkombinationen fügbar, z.B. Stahl- und Aluminiumbleche,
- Hilfsfügeteile und deren Zuführung notwendig,
- Geometrie von Niet und Matrize von Fügeaufgabe abhängig, Bemessung dieser Geometrien vorwiegend nach Erfahrungswissen der Systemanbieter,
- Abführen der Blechbutzen bei Verwendung von Vollstanznieten.

Die Zuführung der Niete kann auf folgende Arten erfolgen:

- in gegurteter Form,
- in magazinierter Form,
- als Schüttgut über Vibrationsfördergeräte.

In Abhängigkeit der verwendeten Nietform können grundsätzlich zwei Varianten unterschieden werden (Abb. 3.177):

- a) Stanznieten mit Halbhohlstanzniet
- b) Stanznieten mit Vollstanzniet

Stanznieten mit Halbhohlstanzniet

Beim Stanznieten mit Halbhohlstanzniet entsteht die Verbindung in einem einstufigen Stanz- und Umformvorgang. Das aus der oberen Blechlage ausgestanzte Material füllt den hohlen Nietschaft aus und wird dort fest verstemmt. Das Maß der Verspreizung ist als prozessrelevantes Qualitätsmerkmal im Hinblick auf die mechanischen Eigenschaften der Verbindung entscheidend. Der Ablauf des Fügeprozesses ist in (Abb. 3.178) dargestellt /Wen02/.

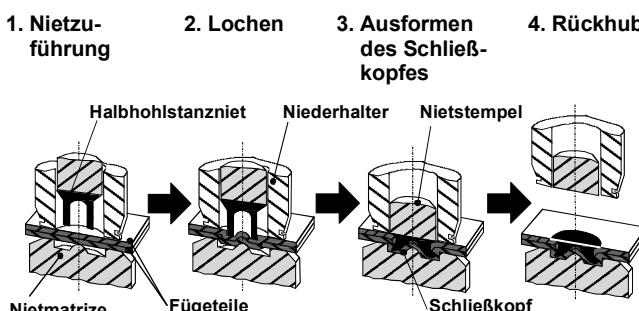


Abb. 3.178 Prozessschritte beim Stanznieten mit Halbhohlstanzniet

Stanznieten mit Vollstanzniet

Der Prozessablauf beim Stanznieten mit Vollstanzniet unterscheidet sich dahingehend vom Stanznieten mit Halbhohlstanzniet, dass hier der Niet alle zu fügenden Bleche zunächst durchlocht.

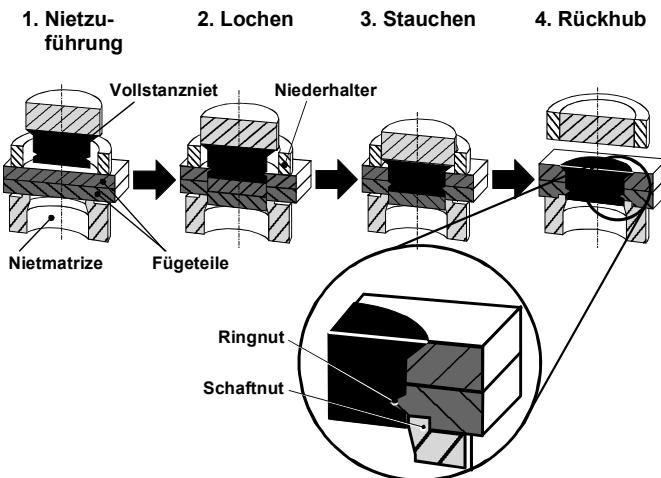


Abb. 3.179 Prozessschritte beim Stanznieten mit Vollniet

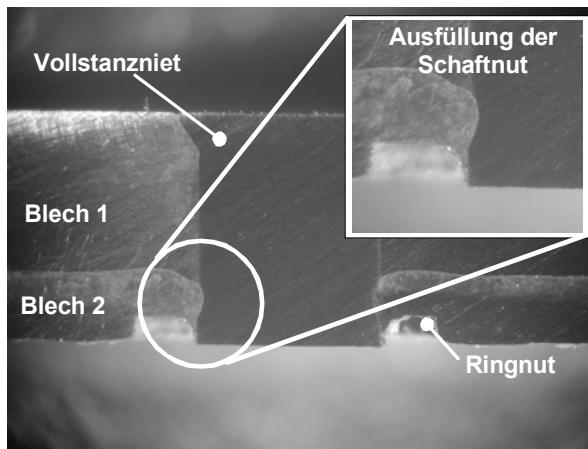


Abb. 3.180 Ausfüllung der Schaftnut

Der Setzvorgang des Vollniets kann in zwei Hauptphasen unterteilt werden. Diese sind die Schneidphase sowie die sich anschließende Stauchphase des Werkstoffs /Lie95, Tho02/. Die ausgestanzten Blechbutzen fallen dabei als Abfall an und müssen während der Nietoperation durch entsprechende Vorrichtungen aus dem Werkzeugraum abgeführt werden.

Abb. 3.179 zeigt den Ablauf des Fügeprozesses mit Vollniet. Zur Realisierung der Verbindungsfestigkeit ist eine kontrollierte, vollständige Füllung der Schaftrut notwendig /Don96/. Charakteristisch für die Vollnietverfahren sind der weitgehend bündige Abschluss der Fügestelle mit dem Nietkopf und die daraus entstandene flache Fügeelementausbildung.

3.13 Werkzeugverschleiß beim Umformen

3.13.1 Verschleißmechanismen

Umformwerkzeuge sind an ihren Werkzeugaktivflächen hohen Beanspruchungen unterworfen. Dabei kommt es zu einer Relativbewegung mit Reibschluss zwischen den beteiligten Oberflächen von Werkzeug und Werkstück (tribologisches System). Als Folge davon entsteht am Werkzeug Verschleiß.

Tribologie

Der Begriff Tribologie wird im Arbeitsblatt 7 der Gesellschaft für Tribologie e.V. /GfT02/ als die Wissenschaft von einander einwirkenden Oberflächen bei Relativbewegung definiert. Ein tribologisches System wird in Abb. 3.181 dargestellt.

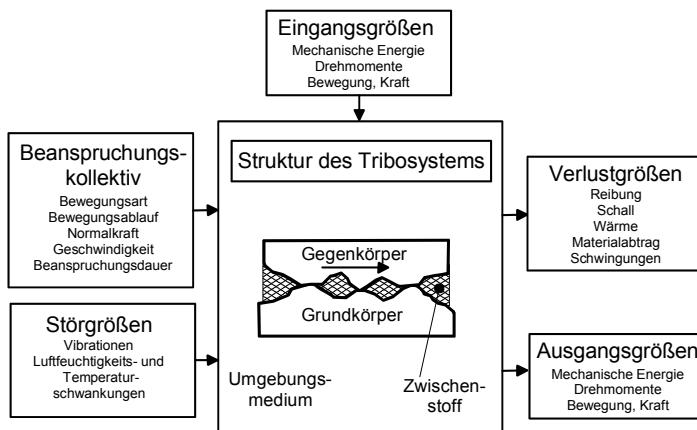


Abb. 3.181 Schematische Darstellung eines tribologischen Systems /GfT02/

Die Tribologie beinhaltet:

- Reibung,
- Verschleiß,
- die Wirkung der Schmierung sowie
- die Wechselwirkungen zwischen den Reibpartnern und zwischen Festkörpern und ihrer flüssigen oder gasförmigen Umgebung /Gah92/.

Die Systemgrößen mit ihren tribologischen Eigenschaften und Wechselwirkungen bilden die Struktur des Tribosystems, das sich durch die Reibung und den Verschleiß während der Beanspruchung ständig ändert. Die Ausgangsgrößen sind wegen der Verlustgrößen kleiner als die Eingangsgrößen.

Verschleiß

Nach /GfT02/ wird der Verschleiß als fortschreitender Materialverlust aus der Oberfläche eines festen Körpers definiert. Dieser Verschleiß wird hervorgerufen durch mechanische Ursachen, d.h. durch Kontakt und Relativbewegung mit einem festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörper.

Der Verschleiß äußert sich durch das Auftreten von losgelösten Teilchen sowie durch eine Stoff- und Formänderung der tribologisch beanspruchten Oberflächenbereiche /Fle92/. Verschleiß entsteht durch folgende Verschleißmechanismen:

- Adhäsion,
- Abrasion,
- tribochemische Reaktion,
- Oberflächenzerrüttung (Deformation).

3.13.1.1 Adhäsion

Die Adhäsion tritt beim direkten Kontakt zwischen zwei Reibkörpern durch atomare Wechselwirkungen auf /Czi92/. Abb. 3.182 zeigt ein einfaches Adhäsionsmodell.

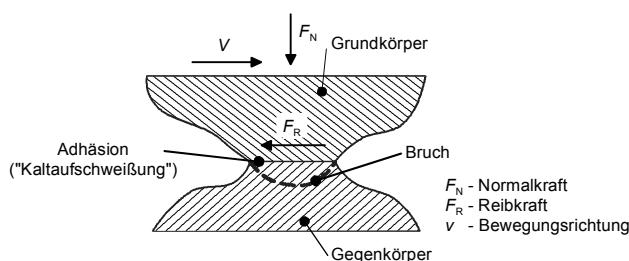


Abb. 3.182 Einfaches Adhäsionsmodell /Czi92/

Die Adhäsion beginnt mit der plastischen Verformung der Oberflächenschichten. Durch die plastische Verformung treten die reinen Oberflächen überwiegend lokal miteinander in Kontakt. An diesen Kontaktstellen bewirkt die Kohäsion eine chemische Bindung der beiden Festkörper. Bei zusätzlicher Relativbewegung führt die chemische Bindung zur Abscherung der mikroverschweißten Bereiche. Es haftet der weichere Werkstoff als Kaltaufschweißung auf dem härteren Werkstoff.

Maßnahmen gegen Adhäsion:

Durch die Auswahl geeigneter Werkzeugwerkstoffe sowie Schmier- und Trennmittel können Kaltaufschweißungen verhindert werden. Die Werkzeugwerkstoffe sollten anlassbeständig sein, insbesondere für Werkzeuge der Warmumformung, einen hohen Karbidanteil aufweisen und eine optimale Arbeitshärte besitzen.

3.13.1.2 Abrasion

Die Abrasion ist eine unvermeidbare Langzeitverschleißwirkung der Werkzeuge, sofern die zeitliche Nutzung der Werkzeuge durch die Adhäsion nicht begrenzt wird. Abrasion tritt beim Eindringen eines harten Gegenkörpers in einen weichen Grundkörper bei einer Relativbewegung auf /Czi92/. Abb. 3.183 zeigt ein einfaches Abrasionsmodell.

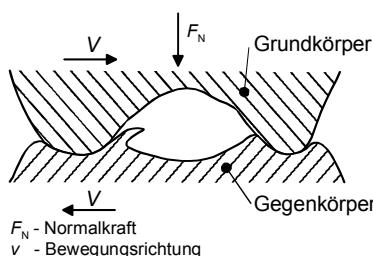


Abb. 3.183 Einfaches Abrasionsmodell

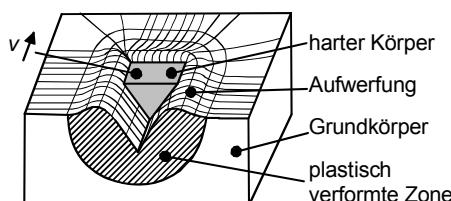


Abb. 3.184 Abrasionsmodell am Beispiel Mikropflügens /Czi92/

Während der Abrasion wirken im Mikrobereich /Gah92/ folgende Verschleißmechanismen:

- Mikropflügen,
- Mikroermüden,
- Mikrospanen,
- Mikubrechen.

Mikropflügen

Mikropflügen tritt auf, wenn ein harter Körper auf einem weicheren Gegenkörper durch eine plastische Verformung eine Furche erzeugt, die mit Werkstoffaufwerfungen an den Furchungsrändern und Furchungsenden einhergehen, z.B. in der Blechumformung und beim Gesenkschmieden (Abb. 3.184).

Mikroermüden

Mikroermüden ist ein Materialabtrag, der infolge lokaler Werkstoffermüdung bei Mehrfachübergleitungen zustande kommt. Mikroermüden zählt zu der Kategorie Oberflächenzerrüttung, z.B. in der Blechumformung und beim Gesenkschmieden (Abb. 3.185).

Mikrospanen

Die Bildung eines Spans tritt beim Eintreten eines harten Körpers in einen weichen Grundkörper auf, z.B. beim Schleifen (Abb. 3.186).

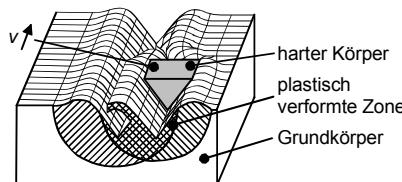


Abb. 3.185 Abrasionsmodell am Beispiel Mikroermüden mit Mehrfachübergleitung /Czi92/

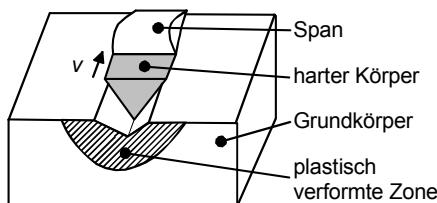


Abb. 3.186 Abrasionsmodell am Beispiel Mikrospanen /Czi92/

Mikrobrechen

Mikrobrechen und Mikrospanen basieren auf dem gleichen Verschleißmechanismus, jedoch mit dem Unterschied, dass beim Mikrobrechen der Grundkörper aus einem spröderen Material als der eindringende Körper besteht. Hierbei entstehen aufgrund inter- und transkristalliner Rissausbreitung Verschleißpartikel (kann bei hartstoffbeschichteten Werkzeugen beobachtet werden) (Abb. 3.187). Als Beispiel für einen abrasiven Verschleiß wird eine Wanderung von harten Partikeln (Abb. 3.188) in der Oberfläche eines Grundkörpers gezeigt.

Der abrasive Verschleiß wird vom Verhältnis der Härte des Abrasivstoffs und des Grundkörpers bestimmt. Ist das Verhältnis größer als 1, tritt der Verschleiß am Grundkörper stärker auf /Gah92/.

Maßnahmen gegen Abrasion:

Die Minderung der Abrasion kann durch die Erhöhung der Härte der Oberfläche erfolgen. Hier bieten sich folgende Möglichkeiten an /Kun93, Gah92, Mit92/:

- Härtung, Einsatzhärtung, Randschichthärtung, Nitrierung,
- Verwendung von Werkstoffen bei denen in einer weichen Matrix extrem harte Partikel eingebettet sind, Herstellung von Carbid-, Nitrid- oder Boridschichten,
- Beschichtung der Oberflächen mit harten, verschleißfesten Schichten (Titannitrid, Titancarbid).

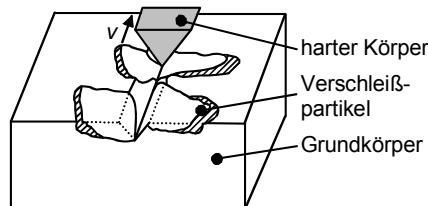


Abb. 3.187 Abrasionsmodell am Beispiel Mikrobrechen /Czi92/

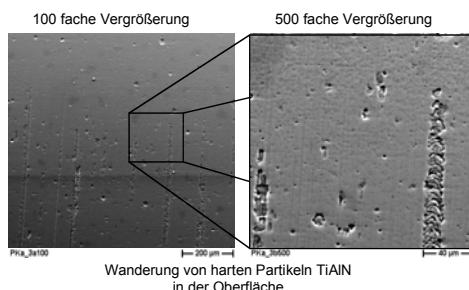


Abb. 3.188 Abrasiver Verschleiß durch Hartstoffpartikel bei der Titanaluminiumnitrid (TiAlN) Beschichtung

3.13.1.3 Tribochemischer Verschleiß

Unter tribochemischem Verschleiß versteht man chemische Reaktionen, die in Folge der tribologischen Beanspruchung z.B. Reibung aktiviert werden (Abb. 3.189).

Die chemischen Reaktionen können zwischen dem Grund- und Gegenkörper eines tribologischen Systems mit Bestandteilen des Zwischenstoffes wie z.B. dem Schmiermittel oder dem Umgebungsmedium stattfinden /Vog01/. Die Geschwindigkeit der chemischen Reaktionen kann durch folgende Größen beeinflusst werden /Hab80, Mit92/:

- Entfernung reaktionshemmender Deckschichten (z.B. Al_2O_3),
- Beschleunigung des Transportes der Reaktionsteilnehmer,
- Vergrößerung der reaktionsfähigen Oberfläche,
- Temperaturerhöhungen infolge Reibwärme.

Die entstehenden Produkte der chemischen Reaktion können als anhaftende Reaktionsschichten oder lose Partikel auftreten. Für den tribochemischen Verschleiß ist die Härte der Reibpartner und der Reaktionsprodukte maßgebend. Im Falle einer hohen Härte der Reaktionsprodukte werden bei einer Relativbewegung die Oberflächen zerstört und neue Reaktionsprodukte erzeugt. Bei geringem Härteunterschied oder sogar bei weicheren Reaktionsprodukten im Vergleich zu härteren Reaktionspartnern können diese eine Trennschicht zwischen den Reibpartnern bilden und wie beispielweise oxidische Schichten bei metallischen Gleitpaarungen Adhäsionsverschleiß unterbinden /Ber91, Mit92, Gah92/.

Maßnahmen gegen tribochemischen Verschleiß:

Die Anwendung von oxidationsbeständigen Werkstoffen und die Passivierung von Oberflächen (schützende Al_2O_3 Oxidschicht) sind geeignete Maßnahmen um diesen Verschleiß zu mindern. Auch die Beschichtung der aktiven Oberflächen mit Nichteisenmetallen, Keramiken oder Kunststoffen mindert den tribochemischen Verschleiß /Kun93/.

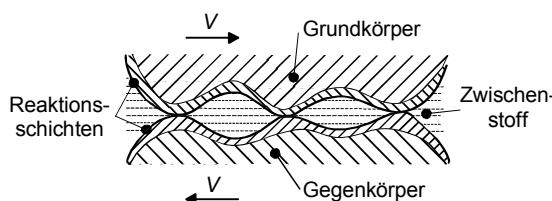


Abb. 3.189 Einfaches Modell für tribochemischen Verschleiß /Czi92/

3.13.1.4 Oberflächenzerrüttung

Die Oberflächenzerrüttung tritt bei periodisch wirkenden mechanischen oder thermischen Wechselbeanspruchungen von Reibflächen bei Relativbewegung auf. Hierbei werden mechanische Spannungen, die zu keinen oder nur zu geringen plastischen Verformungen pro Lastwechsel führen, über die Mikrokontaktepunkte übertragen /Fis91/.

Die periodisch erfolgende Beanspruchung kann zu einer Schadensakkumulation im Sinne einer Werkstoffermüdung führen. Bei einer intermittierenden Beanspruchung liegt ein ständiger Wechsel von mehrachsigen Zug- und Druckspannungen vor /Czi92/. Nach einer gewissen Inkubationszeit entstehen Mikrorisse an oder unterhalb der Oberfläche (Abb. 3.190).

Maßnahmen gegen Oberflächenzerrüttung:

Die Oberflächenzerrüttung lässt sich durch folgende Maßnahmen mindern /Kun93/:

- Härtung des gesamten Bauteilquerschnitts oder einer ausreichend dicken Randschicht,
- Nitrieren oder Nitrocarburieren.

3.13.2 Maßnahmen zur Verschleißreduktion

Der Verschleiß in einem tribologischen System ist ein wichtiges Kriterium beim Einsatz von Werkzeugwerkstoffen und Oberflächenbeschichtungen. Er beeinflusst neben der Standzeit der Werkzeuge auch die Qualität der Bauteile. Die Werkzeugveränderungen durch die Hauptverschleißarten bestimmen die Oberflächengüte und die Maßgenauigkeit der Bauteile.

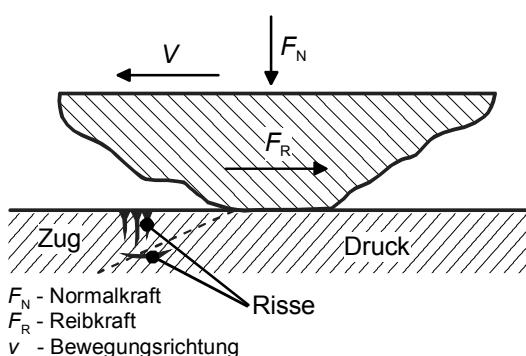


Abb. 3.190 Einfaches Modell der Oberflächenzerrüttung /Czi92/

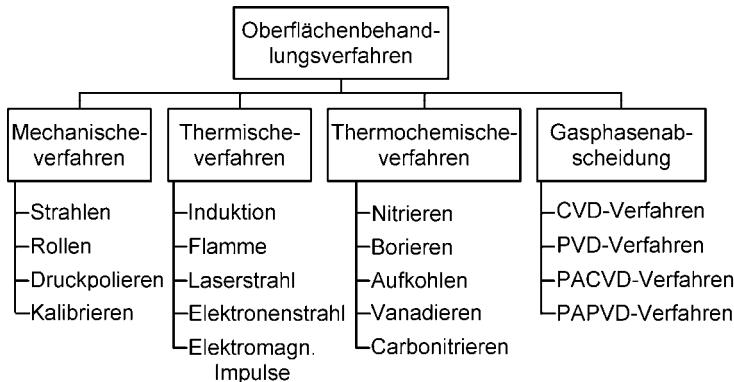


Abb. 3.191 Oberflächenbehandlungsverfahren /Spu87/

Anforderungen an Werkzeugwerkstoffe

Das Beschichten eines Werkzeugs hat das Ziel harte und verschleißfeste Oberflächen zu erzeugen. Dies ist nur möglich, wenn die ausgewählten Werkstoffe im Hinblick auf die Beschichtungsmethode optimale Eigenschaften besitzen. Hierzu gehören eine ausreichende Festigkeit und Härte des Werkzeugsubstrats, da die Hartstoffsicht aufgrund ihrer Dicke nicht tragfähig ist und vom Werkzeugsubstrat gestützt werden muss /Mau95/. Insbesondere ist zu beachten, dass im Beschichtungsprozess keine Maßänderungen oder Anlasseffekte auftreten.

Für die Oberfläche des Werkzeuges sind ebenfalls bestimmte Eigenschaften zu fordern, damit die Hartstoffsicht gut haften kann. Hierbei ist die Sauberkeit der Werkzeugoberfläche besonders hervorzuheben. Zudem wird durch die Beschichtung die Rauigkeit der Oberfläche nicht verändert, daher sollte die Rautiefe der Ausgangsoberfläche in diesem Fall besser als $R_Z = 1 \mu\text{m}$ sein /Mau95/.

Oberflächenbehandlungsverfahren

Zur Optimierung der Funktionsfähigkeit bestehender Werkzeuge bei tribologisch beanspruchten Bauteilen wird eine große Anzahl von verschiedenartigen Beschichtungsverfahren und Schichtsystemen eingesetzt. Ziel der Beschichtungsverfahren ist, die Reibung und den Verschleiß zu mindern. Durch die erzeugte Beschichtung wird eine Verlängerung der Lebensdauer, der Maßgenauigkeit und der Standzeiten der Werkzeuge erreicht.

Um die gewünschten Eigenschaften der Werkzeugoberflächen zu erreichen, wurden verschiedene Oberflächenbehandlungsverfahren entwickelt. Die Oberflächenbehandlungsverfahren zur Leistungssteigerung von Werkzeugen und Bau- teilen zeigt Abb. 3.191.

Aufgrund der hohen mechanischen Beanspruchung der Oberflächenbeschichtung z.B. während des Tiefziehens werden folgende Anforderungen an die Beschichtung gestellt:

- Verminderung der Adhäsion (Kaltaufschweißung) insbesondere vom Werkstück auf dem Werkzeug,
- bessere Gleiteigenschaften,
- gute Temperaturwechselbeständigkeit,
- gute Haftung auf dem Grundwerkstoff,
- Erhöhung der Schlagfestigkeit und
- hohe Härte und Abriebfestigkeit.

Im weiteren Verlauf werden ausgewählte Verfahren zur Oberflächenbehandlung genauer vorgestellt.

Diffusionsverfahren

In einem Diffusionsverfahren wird die Randschicht eines Werkstücks in ihrer chemischen Zusammensetzung verändert. Dies kann nur geschehen, wenn die Fremdatome in einem diffusionsfähigen Zustand vorliegen. Die Diffusionsgeschwindigkeit der Fremdatome wird durch Parameter wie die Prozesstemperatur, die Behandlungsdauer, aber auch die Konzentration und Bindeform des eindiffundierenden Elements bestimmt /Ber91, Lie98/.

Die Eindiffusion von Fremdatomen findet in einer Atmosphäre, die mit den Fremdatomen übersättigt ist, statt. Diese kann auf verschiedene Weise realisiert werden.

- Die Werkzeuge werden mit einem Gas entsprechender Zusammensetzung (Gasphase) bzw.
- einem flüssigen Medium (Bäder aus geschmolzenen Salzen) umspült oder die Eindiffusion erfolgt in
- der festen Phase (Einpacken in pulvrig oder granulierte Gemische).

Die dadurch erzeugte Oberfläche besteht aus einer Mischkristallschicht oder einer metallischen Matrix mit intermetallischen Phasen.

Beschichtungsverfahren

Bei der Beschichtung von Werkzeugen spielen die CVD- und PVD-Beschichtungsverfahren eine wichtige Rolle. Die Unterschiede zwischen den Beschichtungsmethoden liegen vor allem in den Prozesstemperaturen und dem Schichtwachstum.

Während der Vorteil des PVD-Verfahrens bei niedriger Beschichtungstemperatur liegt, zeigt das CVD-Verfahren eine bessere Schichthaftung und ein besseres Schichtwachstum in Abhängigkeit von der Geometrie des Substrats.

3.13.2.1 Nitrieren

Nitrieren aus der Gasphase

Das Nitrieren gehört zu den Diffusionsverfahren. Während des Nitrierens wird die Randschicht eines Werkstücks mit Stickstoff angereichert, wobei die eindiffundierte Verbindungsschicht 6–10 Massenprozent Stickstoff in folgenden Modifikationen enthält /Cha95/:

- hexagonale ϵ -Nitride ($Fe_{2,3}N$),
- Eisenkarbonitride $Fe_XC_YN_Z$,
- kubisch-flächenzentrierte γ' -Nitride (Fe_4N).

Das wesentliche Merkmal aller Nitrierverfahren ist die niedrige Behandlungs temperatur, die zwischen 500 °C und 570 °C liegt (insofern entfällt ein Verzug der Werkzeuge). Das Nitrieren von Werkzeugen kann mit verschiedenen Verfahren durchgeführt werden.

Abb. 3.192 zeigt das Nitrierverfahren. Die Ausbildung einer Diffusionsschicht bzw. einer Verbindungs- und Diffusionsschicht hängt von den Bedingungen der thermischen Behandlung und vom Werkstoff ab.

Zu den Vorteilen der Nitrierschichten zählen:

- hohe Verschleiß- und Korrosionsbeständigkeit,
- hohe Härte und Dauerschwingfestigkeit,
- Verminderung der Adhäsion mit metallischen Oberflächen,
- gute Gleiteigenschaften,
- zwei bis zehnfache Standzeiterhöhung,
- kostengünstige Herstellung und
- geringe Nitriertemperaturen.

Tabelle 3.7 Behandlungsdaten der Nitrierverfahren /Ber91, Cha95/

Verfahren	Behandlungsmittel	Übliche Behandlungstemperatur [°C]	Übliche Behandlungsdauer [h]
Gasnitrieren	Ammoniak	490 ... 590	30 ... 100
	Ammoniak und Trägergas	570	4 ... 6
Badnitrieren	Zyanid und Zyanat (+Karbonat)	570	(0,05) 2 ... 4 (10)
Glimmnitrieren	Ammoniak, Stickstoff Ammoniak und Methan	350 ... 600	0,25 ... 4
Pulvernitrieren	Kalziumzyanamid +Aktivator	470 ... 570	1 ... 25

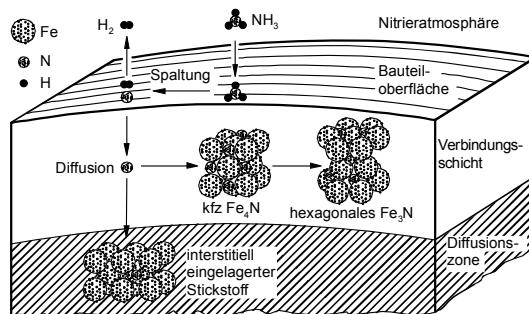


Abb. 3.192 Absorption und Reaktion an der Stahloberfläche beim Gasnitrieren

Zu den Nachteilen zählen:

- schlechte Oberflächenqualität,
- relativ geringe Härte im Vergleich zu anderen Oberflächenbeschichtungsverfahren und
- lange Nitrierdauer.

Die Mikrohärte der Nitrierschicht ist abhängig von der Zusammensetzung der legierten Stähle und variiert zwischen 1.000 und 1.500 HV_{0,1}. Zu den Legierungselementen, die neben Eisen mit dem Stickstoff reagieren und eine Verbindung in Form von Nitriden und Karbonitriden eingehen, zählt man Chrom (Cr), Aluminium (Al), Titan (Ti), Vanadium (V) und Molybdän (Mo).

Badnitrieren

Bei diesem Verfahren werden die auf 400 °C vorgewärmten Werkzeuge in eine Salzschorle eingebracht, die Temperaturen liegen hier im Bereich von 520–570 °C (Abb. 3.192) /Ber91/. Die Nitriertiefe wird durch die Verweildauer im Bad gesteuert, welche üblicherweise bei 2 Stunden liegt. Anschließend wird das Werkzeug abgekühlt und von Salzresten befreit. Aufgrund der hohen Umweltbelastung wird dieses Verfahren nur in besonderen Fällen angewendet.

Nachteile:

- große Umweltbelastung durch hochgiftige Cyanide in der Schmelze,
- bei komplexen Geometrien schwer zu entfernende Rückstände auf den Werkzeugen (Erhöhung der Oberflächenrauigkeit),
- Korrosionsbeschleunigung durch anhaftende Salzreste und Porenbildung im äußeren Teil der Verbindungsschicht.

Plasmanitrieren

Bei diesem Verfahren wird das Werkzeug in einer Vakuumkammer mit den Prozessgasen umspült. Durch Anlegen eines elektrischen Hochfrequenzfeldes wird das Gas angeregt und in den Plasmazustand überführt. Die Prozesstemperaturen variieren bei diesem Verfahren zwischen 400 und 600 °C. Die Stickstoffionen werden in Richtung Werkzeug beschleunigt und diffundieren in die Oberfläche hinein /Cha95/. Die Plasmanitrierdauer liegt je nach Anwendungsfall zwischen wenigen Minuten und mehreren Tagen. Eine typische Nitrierdauer von beispielsweise 72 Stunden erzeugt eine Nitrierhärtetiefe von 60 µm.

Neben dem Nitrieren in reinen Plasmanitrieranlagen kann dieser Vorgang auch in PACVD-/PAPVD-Anlagen durchgeführt werden, die ein anschließendes Beschichten mit keramischen Hartstoffen ermöglichen (vgl. Kap. 3.13.3).

Vorteile:

- Sehr gute Steuerung des Nitrierprozesses,
- keine Umweltbelastungen,
- Nitrieren unter 500 °C möglich (Verzugsvermeidung bei Werkstücken).

Durch diese Verfahren können Schichten bis 0,5 mm Stärke erzeugt werden. Je nach Stahl werden Härten von bis zu 70 HRC (1100 HV) erreicht /EWK, NIT-1, NIT-2, Ede74/. Das Nitrieren stellt eine grundlegende, vorbereitende Maßnahme für das Beschichten des Werkzeuges mit verschleißfesten Hartstoffschichten dar.

3.13.2.2 Borieren

Das Borieren zählt ebenfalls zu den Diffusionsverfahren. Während des Borierens werden Boratome in die Randschicht eines Werkzeugs eindiffundiert. Daraus entstehen sogenannte Eisenboride (Fe_2B , FeB). Der zweiphasige Aufbau der Borierschichten wird durch folgende Parameter beeinflusst /Kun93, Kue01/:

- Borierverfahren,
- Behandlungsbedingungen (Temperatur, Dauer),
- Zusammensetzung des Boriermittels und
- Werkzeugwerkstoff.

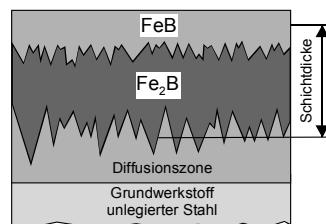


Abb. 3.193 Beispiel einer zweiphasigen Borschicht /Kun93/

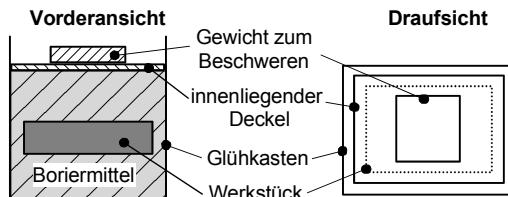


Abb. 3.194 Schematische Darstellung eines Borierverfahrens

Das Borieren ist ein Verfahren bei dem mit

- festen (Pulver, Granulat, Pasten),
- flüssigen (Salzbäder) oder
- gasförmigen (Bortrihalogenide, Borwasserstoffe)

Spendermedien gearbeitet wird. In der Industrie hat sich das Borieren aus der festen Phase durchgesetzt (Abb. 3.194).

Vorteile des Borierens:

- hohe Härte von 1.600 bis 2.000 HV,
- Schichtdicke je nach Anwendung bis 200 µm,
- Borierzeit 1 bis 8 h,
- gute Haftfestigkeit auf dem Grundmaterial,
- geringe Adhäsionsneigung,
- geringer Abrasivverschleiß,
- Einsetzbarkeit bei hohen Temperaturen bis 1.000 °C,
- günstige Sprödigkeit und Rissempfindlichkeit.

Nachteile des Borierens:

- hohe Boriertemperatur von rund 900 °C,
- Volumenänderung der Werkzeuge,
- schlechte Tragfähigkeit des Grundwerkstoffes durch Anlasseffekte,
- keine Löslichkeit des Kohlenstoffs in der Boridschicht,
- Aufrauung der Oberfläche.

Borierte Bauteile finden Anwendung bei technischen Geräten z.B. Baumaschinen (Zementverarbeitung, Landmaschinen, Bergbau), bei hohen Relativgeschwindigkeiten (Ölpumpenantrieb in Motoren) sowie bei ausgewählten Werkzeugen für die Umformtechnik /Kun93/.

3.13.2.3 Aufkohlen

Eine der ältesten Diffusionsverfahren ist die Aufkohlung. Während der Aufkohlung werden durch Eindiffundieren von Kohlenstoffatomen in die Werkzeugoberfläche gezielte Oberflächeneigenschaften erzeugt. Die Aufkohlung wird bei Werkstücken aus Stahl mit einem Kohlenstoffgehalt unter 0,25 % C in einem Kohlenstoff abgebenden Medium durchgeführt und kann durch folgende Weise erfolgen /Lie98/:

- in Pulver oder Granulat,
- kohlenstoffhaltige Salzbäder,
- der Gasphase oder
- aus dem Plasma.

Am Beispiel der Aufkohlung aus der festen Phase wird das Verfahren nun näher erläutert: In einem verschließbaren und hitzebeständigen Stahlbehälter werden gesinterte Holzkohle und das zu behandelnde Werkzeug gegeben. Dieser Behälter wird in einem Ofen auf ca. 900 °C erwärmt /Kun93, Lie98/. Oberhalb von 800 °C erfolgt die Bildung von Kohlenmonoxid aus dem Aufkohlungsgranulat und dem Luftsauerstoff. Das Kohlenmonoxid reagiert dann mit der Werkzeugoberfläche wie folgt:



Die Aufkohlung erfolgt aus der Gasphase und nicht durch die Berührung mit dem Kohlenstoffgranulat. Durch die Anreichung der Randschicht mit Kohlenstoff wird die Oberfläche härtbar. Die Einsatzhärtung der Werkstücke führt zu Druckspannungen in der Randschicht und zu Zugspannungen im Kern. Nach dem Einsatzhärten besitzt die Randschicht von aufgekohlten Werkstücken folgende Eigenschaften:

Vorteile:

- Oberflächenhärten von 60–65 HRC,
- besserer Verschleißwiderstand,
- kleinere Reiboxidation und
- günstigere Korrosionsbeständigkeit.

Nachteile:

- unerwünschte Karbidbildung bei legierten Einsatzstählen,
- Stabilisierung des Austenits und
- Restaustenit kann durch späteres Umklappen in Martensit zu Maßabweichungen führen.

3.13.2.4 Hartverchromen

Diese silbermetallische Hartstoffschicht wird elektrolytisch abgeschieden. Das Funktionsprinzip des elektrolytischen Hartverchromens zeigt Abb. 3.195.

Hartchromelektrolyte bestehen im Wesentlichen aus 300 g/l Chromsäure und 3 g/l Schwefelsäure. Das zu beschichtende Werkstück wird im Elektrolyten als Kathode mit dem Chrom beaufschlagt. Die Anode ist aus Hartblei und löst sich im Elektrolyt auf.

Der Hartchromüberzug hat folgende Vorteile:

- hohe Mikrohärte 800 bis 1.200 HV,
- guter Korrosions- und Oxidationswiderstand,
- niedrige Abscheidungstemperatur von 50 °C,
- gute Haftung auf dem Substrat und
- Hartchromschichtdicke zwischen 20–200 µm.

Nachteile:

- hohe Sprödigkeit (nur begrenzte plastische Verformung möglich),
- schlechter Wirkungsgrad.

Die Anwendung der Hartchromschichten findet bei Teilen mit hoher mechanischer Beanspruchung z.B. Kolbenstangen, Kolbenringen, Gusskükken und Tiefdruckzylinder statt /Ker00/. Anwendungen in der Umformtechnik stellen z.B. Tiefziehwerkzeuge dar.

3.13.2.5 CVD-Verfahren

Die CVD-Technik (Chemical Vapour Deposition) wurde von Münster und Rupert zur Produktionsreife entwickelt /Mue57, Rup72/. Die so erzeugten Oberflächen erlauben eine zwei bis zehnfache Steigerung der Standzeit der Werkzeuge.

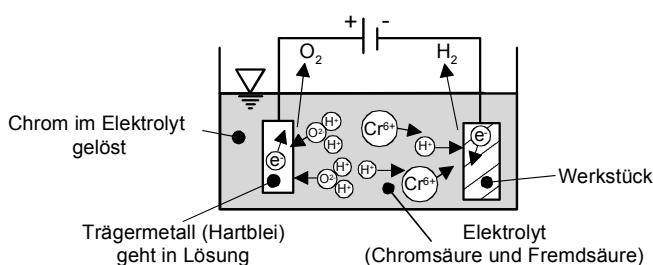


Abb. 3.195 Funktionsprinzip elektrolytisches Hartverchromen /Ker00/

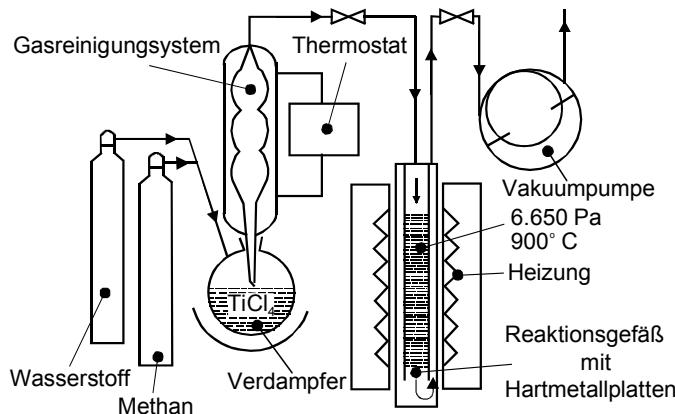


Abb. 3.196 CVD-Verfahren /Heg83, Sto86/

Die im CVD-Verfahren eingesetzte Technik (Abb. 3.196) besteht aus einem Verdampfer, einem Gasreinigungs- und Gastrocknungssystem und einem widerstandsbeheizten Reaktionsgefäß /Wos84/. Der Beschichtungsprozess findet im Vakuum bei Temperaturen zwischen 700 und 950 °C statt. Der damit verbundene Verzug kann durch Vorkorrektur kompensiert werden.

Funktionsprinzip des CVD-Verfahrens:

- Nachdem die Reaktionsgase verdampft und gereinigt wurden, gelangen sie in das Reaktionsgefäß.
- Anschließend erfolgt eine Erwärmung der Gase auf die Reaktionstemperatur mittels Widerstandsheizung.
- Auslösung einer Reaktion durch thermische Zersetzung oder Reduktion.
- Abscheidung von Schichten auf der Substratoberfläche (Keimbildung und -wachstum).

Es wird zwischen dem Hochtemperatur-CVD-Verfahren, bei dem die Prozesstemperaturen zwischen 700 °C und 950 °C liegen, und dem Tieftemperatur-CVD-Verfahren, das bei Temperaturen von 450 °C–650 °C erfolgt, unterschieden.

3.13.2.6 PVD-Verfahren

Diese Beschichtungstechnologie wird erfolgreich zur Beschichtung von Werkzeugen eingesetzt. Dabei wird fest vorliegendes Beschichtungsmaterial durch eine physikalische Abscheidung oder Zerstäubung in die Dampfphase überführt und gerichtet auf der Werkzeugoberfläche abgeschieden /Mit92/.

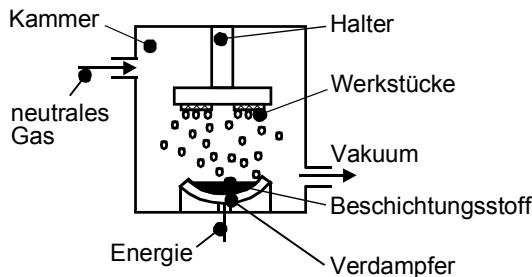


Abb. 3.197 PVD-Verfahren Vakuumaufdampfen

Der Beschichtungsprozess findet im Vakuum bei Temperaturen von 200 °C–500 °C statt und lässt sich in drei Phasen gliedern:

- Überführen des Schichtmaterials in die Dampfphase,
- Transport des Dampfes zum Substrat,
- Kondensation des Dampfes, Keimbildung und Schichtwachstum.

Es gibt drei Grundvarianten, die in der Praxis auch kombiniert angewandt werden: Vakuumaufdampfen, Kathodenerstäuben (Sputtern) sowie Ionenplattieren.

Vakuumaufdampfen

Bei diesem Verfahren, das in einer evakuierten Kammer stattfindet, wird das Beschichtungsmaterial in einem Verdampfer oder einer Elektronenstrahlkanone aufgeheizt und verdampft (Abb. 3.197). Der Dampf breitet sich über das obenliegend angeordnete Substrat aus und kondensiert auf der kälteren Werkstückoberfläche, wo sich nach anfänglicher Keimbildung eine zusammenhängende Schicht ausbildet /Mit92/.

Kathodenerstäuben (Sputtern)

Beim Sputtern wird im Unterschied zum Vakuumaufdampfen ein Inertgas (Argon) und eine Hochspannungsquelle benötigt (Abb. 3.198). Nach dem Evakuieren wird das Argon in die Reaktionskammer eingelassen. An den Beschichtungsstoff wird eine negative Spannung (mehrere kV) und an den Werkzeugwerkstoff die Masse gelegt. Dabei kommt es zu einer teilweisen Ionisation des Inertgases infolge Glimmentladung.

Durch die hohe Beschleunigungsspannung treffen Ionen des Inertgases (Argon) hoher Energie auf den Beschichtungsstoff (Target). Durch den Aufprall werden Ionen, Moleküle und Atome aus dem Target geschlagen, die dann durch den Gasraum fliegen und sich am Substrat schichtbildend anlagern /Mit92/.

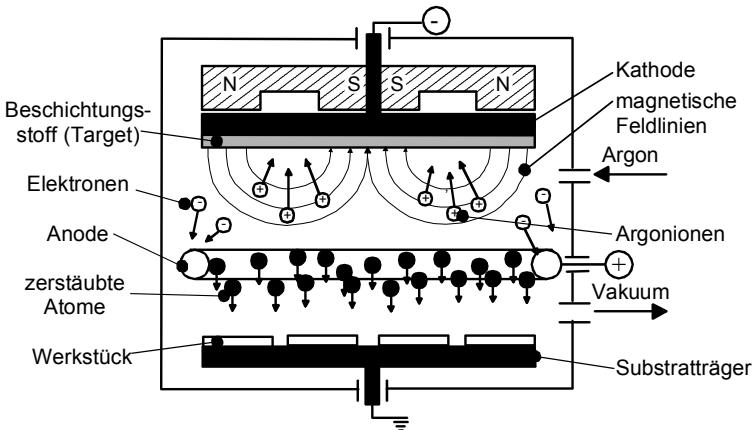


Abb. 3.198 PVD-Verfahren Kathodenerstäuben (Sputtern) /Fru99/

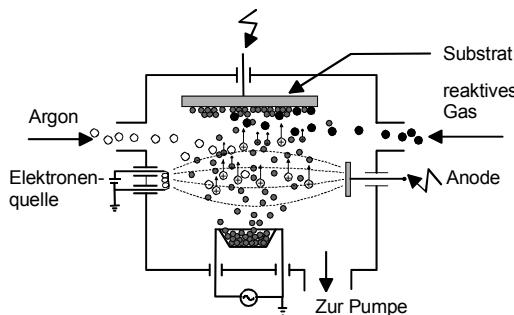


Abb. 3.199 PVD-Verfahren Ionenplattieren

Ionenplattieren

Das Abb. 3.199 zeigt das Ionenplattieren. Der Prozessablauf findet in folgenden Schritten statt /Mit92/:

- Die Reaktionskammer wird evakuiert und mit Inertgas (Argon) befüllt.
- Das Substrat wird auf eine negative Hochspannungsquelle gelegt und ein Plasma wird erzeugt.
- Inertgas-Ionen werden beschleunigt und treffen mit hoher Geschwindigkeit auf das Substrat, das von Oxidschichten bereinigt und durch Temperaturerhöhung aktiviert wird.
- Der Beschichtungsstoff wird verdampft und die neutralen Metalldämpfe schlagen sich nach der Ionisation im Plasma auf dem Substrat nieder und bilden die Abscheidungsschicht.

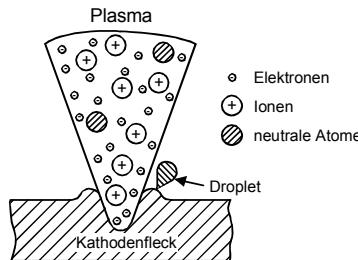


Abb. 3.200 Materialabtrag an der Kathode bei ARC-Verdampfung /Buß00, Mac90/

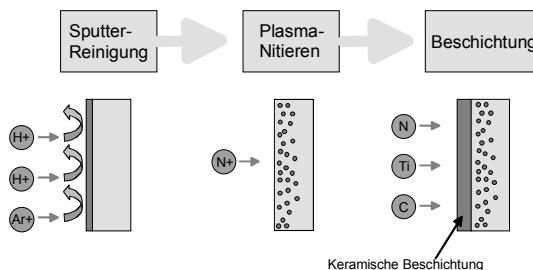


Abb. 3.201 Möglichkeiten der plasmaunterstützten Beschichtungstechnik (PACVD/PVD) /Wes01/

Eine Variante des Ionenplattierens ist die Verdampfung mittels Bogenentladung, die sogenannte ARC-Verdampfung.

Dabei wird zwischen dem Beschichtungsstoff (Kathode) und umgebenden Kammerwänden (Anode) ein Lichtbogen gezündet. Dies führt zu explosionsartiger Verdampfung auf der Targetoberfläche mit hohem Ionisierungsgrad. Ein Nachteil dabei ist die sogenannte Dropletbildung (Tröpfchenbildung). Die Droplets entstehen durch den hohen Druck des expandierenden Plasmas. Sie lagern sich ohne zu Verdampfen in der Substratoberfläche ein, was zu einer Verschlechterung der Schichteigenschaften führen kann /Mit92/.

3.13.3 Weitere Maßnahmen zur Verschleißreduktion

In modernen Beschichtungsanlagen können Werkzeugoberflächen vor dem Beschichten mit keramischen Hartstoffen zunächst durch Ionenbeschuss (Sputter-Reinigung) gereinigt und anschließend gasnitriert werden. Die so erzielte höhere Oberflächenhärtfe ist eine Voraussetzung für die nachfolgende Beschichtung (Abb. 3.201).

Die Aktivierung bzw. Anregung der Gasphase geschieht bei plasmaunterstützten Verfahren mittels freier Elektronen. Dies führt zu einer Reduzierung der für die Einleitung der chemischen Reaktionen notwendigen Aktivierungsenergie, so dass die Prozesstemperaturen auf ein für das Werkzeug verträgliches Maß von ca. 500 °C gesenkt werden können und kein Verzug der Werkzeuge bei der Beschichtung entsteht (Abb. 3.202) /Fan95/.

Eine nachträgliche Wärmebehandlung, wie sie bei früher gebräuchlichen, nicht plasmaunterstützten PVD/CVD-Verfahren, aufgrund sehr hoher Prozesstemperaturen notwendig war, entfällt.

3.13.3.1 PACVD-Verfahren

PACVD-Verfahren (Plasma Assisted Chemical Vapour Deposition) nutzen die chemischen Reaktionen zwischen den durch Verdampfen erzeugten Gasen und der Oberfläche des zu beschichtenden Werkzeugs. Gegenüber dem PAPVD-Verfahren wird eine verbesserte Haftung der Beschichtung erzielt. Selbst bei komplexen Geometrien wird ein gleichmäßiger Schichtaufbau erreicht und die Stabilität, Härte und Verschleißfestigkeit dieser Schicht erheblich gesteigert. In Abb. 3.203 ist der schematische Aufbau einer PACVD-Anlage dargestellt.

In der Regel besteht eine solche Anlage aus einem Rezipienten, in dem der Beschichtungsprozess durchgeführt wird sowie einer Gasaufbereitung und -versorgung, die für die Dosierung und Mischung der Prozessgase notwendig ist. Weiterhin verfügt die Anlage über ein Vakuumsystem mit Druckregelung zur Evakuierung des Rezipienten und zur Regelung des Drucks sowie einer Kühlwanne mit flüssigem Stickstoff zum Ausfrieren der aggressiven zugeführten oder gebildeten Gase.

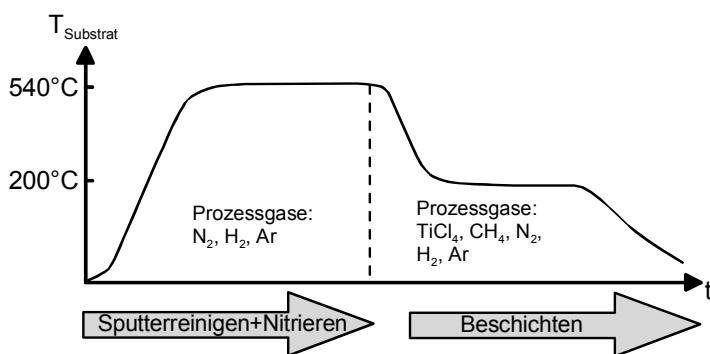


Abb. 3.202 Beispiel einer Prozesstemperaturführung für PA-Verfahren (hier PACVD) /Wes01/

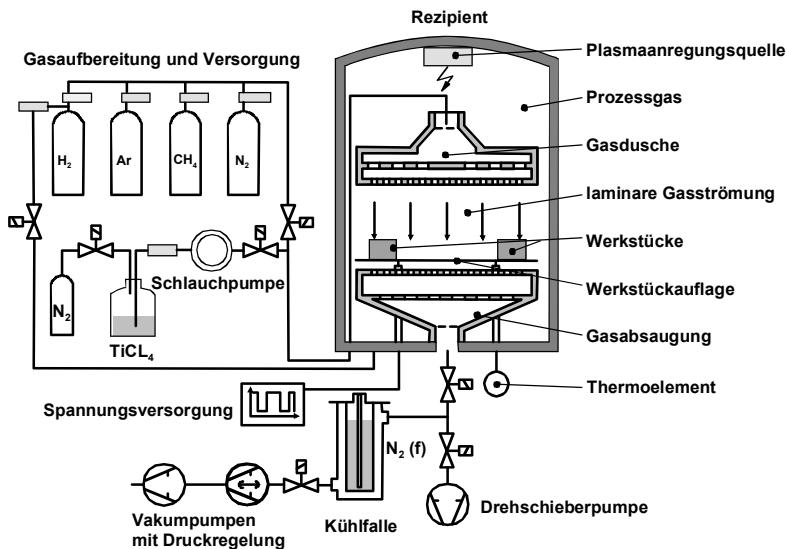


Abb. 3.203 Schematische Darstellung einer PACVD-Anlage (Beispiel für TiN Synthese) /Wes01/

Die zu beschichtenden Werkzeuge befinden sich in der Prozesskammer zusammen mit dem Reaktionsgas. Durch Anlegen eines elektrischen Feldes, wobei das Werkzeug eine Anode darstellt, wird das Gas in ein Plasma überführt und Ionen aus dem Gas in Richtung Werkzeug beschleunigt. Durch Reaktionen in der Plasmaphase wird die Zusammensetzung der Beschichtung gesteuert. Hierbei wird dem Beschichtungssystem „Spendergas/Substrat“ ein Niedertemperaturplasma überlagert, das die benötigte Energie zur Aktivierung der Reaktion liefert. Die Prozesstemperaturen solcher Anlagen liegen zwischen 450 °C und 650 °C.

Vorteile:

- auch geometrisch komplexe Werkzeuge können beschichtet werden,
- gute Schichthaftung,
- größere Beschichtungsraten als PVD.

Nachteile:

- nicht für jede gewünschte Schicht existiert die passende chemische Reaktion,
- Bildung von gesundheitsschädlichen Reaktionsprodukten die eine Vakuumabscheidung notwendig machen (technisch gelöst).

3.13.3.2 PAPVD-Verfahren

Abb. 3.204 zeigt schematisch den prinzipiellen Aufbau einer PAPVD-Beschichtungsanlage. Im Wesentlichen besteht eine PAPVD-Anlage aus den Hauptkomponenten:

- Verdampfer mit Spannungsquelle,
- drehbarer Substrathalter,
- Bias Spannungsquelle,
- Pyrometer,
- Gasdurchflussmesser und
- Vakuumpumpe.

Das Kathodenmaterial (z.B. Rein-Titan im festen Zustand) wird über einen Lichtbogen in den Plasmazustand überführt.

Innerhalb einer Vakuumkammer (10^{-3} – 10^{-6} mbar) kommt es durch Reaktion der zugeführten Gase mit dem verdampfenden Kathodenmaterial zur Bildung von Carbiden, Nitriden oder Carbonitriden auf der Oberfläche der sich in der Vakuumkammer befindlichen Werkzeuge. Dabei werden die zu beschichtenden Werkzeuge auf einem drehbaren Werkzeughalter an der Verdampferquelle vorbeigeführt.

Da die Werkzeuge über den Substrathalter mit einem negativen elektrischen Potenzial beaufschlagt sind, werden die Metallionen aus der Kathode zu den Werkzeugen (Anode) hin beschleunigt.

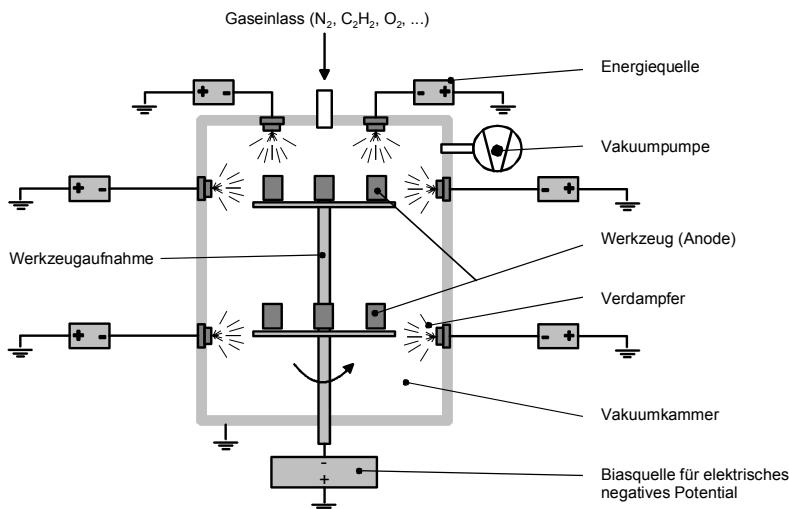


Abb. 3.204 PAPVD-Beschichtungsanlage /Mac90/

Vorteile:

- große Vielfalt an beschichtbaren Materialien,
- große Auswahl an Beschichtungsmaterialien,
- sehr gute Schichthaftung (hoher Widerstand gegenüber abrasivem und adhäsivem Verschleiß).

Nachteile:

- geringe Beschichtungsraten und Dicken,
- anspruchsvolle Prozessführung,
- schlecht geeignet für geometrisch komplexe Bauteile.

3.13.3.3 Hartstoffschichten

Der Verschleiß findet vorwiegend in der Randschicht eines Werkzeugs statt. Die Bemühungen, die Standzeit der Werkzeuge zu verlängern, führten zur Entwicklung und zum Einsatz von unterschiedlichen Hartstoffschichten. Das Ziel dieser Schichten ist, die Oberflächenbereiche, die einer Beanspruchung durch Reibung und Verschleiß unterliegen, zu schützen. Es werden folgende Anforderungen an Hartstoffschichten (Abb. 3.205) gestellt:

- hohe Härte,
- ausreichende Zähigkeit,
- chemische Beständigkeit,
- geringe Reibung mit Kontaktpartnern,
- gute Oberflächenbenetzbarkeit.

Im Folgenden werden einige Hartstoffschichten vorgestellt.

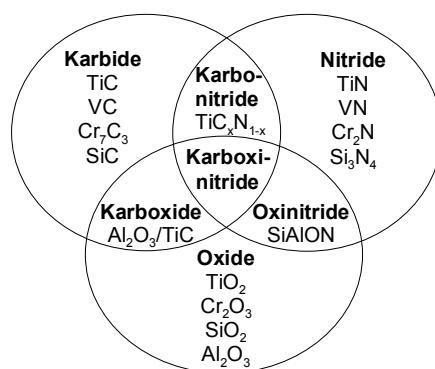
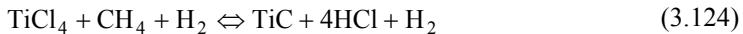


Abb. 3.205 Hartstoffschichten /Eve94/

Titankarbid TiC

Titankarbid ist eine silbermetallische Hartstoffsicht, die aus der Gasphase im CVD-Verfahren nach der folgenden Reaktion abgeschieden wird /Str82b/:



TiCl_4 : Titanetrachlorid

CH_4 : Methan

H_2 : Wasserstoff.

Der Kohlenstoff in dieser Reaktion kommt zum Teil aus dem Werkzeugwerkstoff. Dies führt dazu, dass nur Werkzeuge mit einem Kohlenstoffgehalt über 0,5 Massenprozent C mit TiC beschichtet werden können /Kun93/.

Eigenschaften:

- hohe Mikrohärte von etwa 3.500 HV,
- Wärmeausdehnungskoeffizient von $7,8 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ /Toe95/ ,
- das harte und spröde Titankarbid wird in Schichtdicken zwischen 3 und 9 μm aufgebracht,
- Neigung zur Oxidation steigt bei Temperaturen über 400 °C.

Die TiC-Beschichtung führt zur Steigerung der Lebensdauer der Werkzeuge. In der Literatur wird von einer 3-fachen bis 10-fachen Zunahme der Standzeiten beim Tiefziehen von ferritischen und austenitischen Stählen berichtet /Rup72/, /Old78/.

Titanitrid TiN

Titanitrid ist eine goldfarbene Hartstoffsicht, die aus der Gasphase im PVD- oder CVD-Verfahren nach der folgenden Reaktion abgeschieden wird /Str82b/:



TiCl_4 : Titanetrachlorid

N_2 : Stickstoff

H_2 : Wasserstoff

Eigenschaften:

- hohe Mikrohärte von ca. 2.400 HV_{0,1},
- bessere Gleiteigenschaften als Titancarbid,
- Reibkoeffizient von $\mu = 0,4$ gegen Stahl (100Cr6, HRC60) /Bal97/ ,
- Wärmeausdehnungskoeffizient von $9,4 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ bis 1.000 °C /Toe95/ ,
- optimale Schichtdicke liegt zwischen 2 bis 9 μm ,
- die Adhäsionsneigung gegenüber ferritischen und austenitischen Werkstoffen ist kleiner als bei Titankarbid,
- die Benetzbarkeit des Substrats ist schlechter als bei Titankarbid.

Die Anwendung des Titanitrids liegt wegen der hohen Härte, der guten Gleiteigenschaften und guten Temperaturbeständigkeit, aber auch guten Mischarkeit mit Titancarbid in der spanenden Fertigung bei Dreh- und Fräswerkzeugen. In der Umformtechnik wird TiN bei Stempeln aus Schnellarbeitsstahl, bei dem Fließpressen von Aluminiumbehältern eingesetzt. Beim Fließpressen von Aluminium konnte so die Standzeit um das 10-fache gesteigert werden.

Titankarbonitrid TiCN

Die violettfarbene Hartstoffschicht wird in einem PVD-Verfahren bei einer Temperatur von 450 °C abgeschieden.

Eigenschaften:

- hohe Mikrohärte von ca. 3.000 HV,
- die optimale Schichtdicke liegt zwischen 2–4 µm,
- hoher Widerstand gegen Abrasion,
- schlechte Nachbeschichtbarkeit,
- niedrige Oxidationstemperatur von ca. 450 °C,
- geringer Reibkoeffizient von $\mu = 0,4$ gegen ungeschmierten Stahl /Bal97/.

Titankarbonitrid wird bei Kaltumformwerkzeugen und bei Stanz- und Zerspanwerkzeugen eingesetzt.

Titanaluminiumnitrid TiAlN

Titanaluminiumnitrid wird in einem PVD-Verfahren bei 450 °C abgeschieden. Die anthrazitfarbene Hartstoffschicht hat folgende Eigenschaften:

- Mikrohärte von ca. 3.200 HV,
- die optimale Schichtdicke liegt zwischen 2–4 µm,
- hoher Widerstand gegen Abrasion bei hoher Oxidationsbeständigkeit bis ca. 800 °C und
- geringe Wärmeleitfähigkeit.

Die Verwendung von Titanaluminiumnitrid findet in hochbeanspruchten Zerspanungswerkzeugen statt.

Chromnitrid CrN

Diese silbermetallische Hartstoffschicht wird in einem PVD-Verfahren abgeschieden. Die Beschichtungstemperatur liegt zwischen 200 °C und 450 °C.

Eigenschaften:

- Mikrohärte von ca. 2.100 HV,
- Schichtdicke ca. 10 µm,
- hohe Duktilität,
- gute Korrosions- und Oxidationswiderstand,
- gute Haftung auf dem Substrat.

Chromnitridbeschichtungen werden bei Kaltumformwerkzeugen, in der Polymerverarbeitung und bei der Halbwarmumformung eingesetzt /Bal97/.

DLC-Schicht (diamond like carbon)

Als diamantähnliche Kohlenstoffschichten (a-C:H – amorphe Kohlenwasserstoffsichten) werden kohlenstoffreiche Schichten bezeichnet, die hochgradig vernetzt sind und lokal diamantähnliche Bindungsstrukturen aufweisen.

Diese DLC-Schichten werden in einem CVD- oder PVD-Verfahren abgeschieden und besitzen folgende Eigenschaften:

- Mikrohärte zwischen 2.000 und 3.000 HV,
- hoher Verschleißbeständigkeit,
- geringe Adhäsionsneigung,
- höhere Abrasivverschleißbeständigkeit als bei Hartstoffsichten,
- niedriger Reibungskoeffizient von $\mu = 0,2$ gegen Stahl (Trocken),
- niedrige Beschichtungstemperatur von 150 °C–250 °C.

Zu den Nachteilen dieser Schichten zählt die Neigung zur Rissbildung bei Überlastung und daraus resultierendem Versagen der Beschichtung.

Der Einsatz der DLC-Schichten findet aufgrund ihres niedrigen Reibkoeffizienten und geringen Gegenkörperverschleißes vor allem bei tribologisch hoch beanspruchten Maschinenelementen, wie Lager- und Antriebselementen, Kolben-/Zylinderpaarungen und bei der Umformung, dem Schneiden und Stanzen von Problemwerkstoffen seinen Hauptanwendungsbereich.

Wolframkarbid-/Kohlenstoffschicht

Die schwarz-graue Hartstoffsicht (Me:C:H – Metall Kohlenwasserstoff) ist eine Weiterentwicklung der DLC-Schicht.

Eigenschaften:

- eine Schichtdicke zwischen 1–5 µm,
- Mikrohärte 1.000 bis 1.800 HV,
- Reibkoeffizient 0,15–0,25 gegen Stahl (Trocken),
- niedriger Beschichtungstemperatur 150 °C–250 °C,
- geringe Adhäsionsanfälligkeit und gute Gleiteigenschaften.

Das gute Gleitverhalten wird durch den lamellaren Schichtaufbau erreicht, bei dem karbid- und kohlenstoffreiche Phasen in Abständen weniger Atomlagen wechseln. Verwendung findet diese Beschichtung z.B. bei Kugellagern, wo hohe lokale Belastungen an der Oberfläche auftreten und Absplitterungen durch Schichtsprödigkeiten vermieden werden sollen.

Duplex-Schicht

Für die Kombination aus Plasmanitrier- und Hartstoffschicht hat sich der Begriff „Duplex-Schicht“ etabliert. Durch die Plasmanitrierung entsteht eine harte Randzone, die eine sehr gute Stützwirkung für die nachfolgende Hartstoffschicht bietet. Das Werkzeug kann höhere Flächenpressungen ertragen, ohne einzubrechen. Für teure Werkzeuge ist eine solche Doppelbehandlung lohnenswert. In der Halbwarm- oder Massivumformung kann durch die zusätzliche Plasmanitrierung eine Erhöhung der Anlassbeständigkeit erreicht werden /Mic98/.

Viellagenbeschichtung

Um den Verschleiß zu mindern, werden Werkzeuge mit mehreren aufeinander folgenden Hartstoffschichten beschichtet, wodurch Mehrlagen-Schichten entstehen, die auch Multilayer genannt werden. Es wird hierbei versucht, die Vorteile der einzelnen Schichten in der Multilayerschicht zu vereinen.

Multilayer-Hartstoffschichten werden eingesetzt um:

- eine Verbesserung der Haftfestigkeit der einzelnen Schichten zu erreichen,
- Wechselwirkungen durch Eigenspannungen und verschiedene Ausdehnungskoeffizienten abzubauen,
- die Schlagfestigkeit und Temperaturbeständigkeit zu erhöhen,
- das Verschleißverhalten zu verbessern.

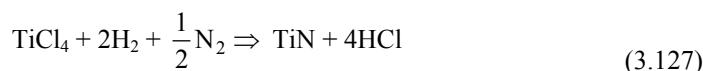
Multilayer sind jedoch nur begrenzt nachbeschichtbar. Für die Beschichtung mit einer 3 lagigen TiN-TiCN-TiC Hartstoffbeschichtung werden folgende Gase verwendet:

- Stickstoff (N),
- Methan (CH₄),
- Titanetrachlorid (TiCl₄).

Titankarbid bildet sich durch Reduktion von gasförmigem TiCl₄ bei Anwesenheit von CH₄ mit H₂ als Reduktionsmittel und Trägergas.



Die Bildung einer TiN-Schicht geschieht nahezu analog, anstelle von Methan verwendet man hier Stickstoff.



Titankarbonitridschichten der Form TiC_xN_y bilden sich bei gleichzeitiger Anwesenheit von CH₄ und N₂ im Reaktionsgas.

Tabelle 3.8 Vergleich unterschiedlicher Schichtmaterialien

Schichtmaterial	TiN	TiCN	WC/C	CrN
Mikrohärte HV _{0,05}	2.300	3.000	1.000	1.750
Reibkoeffizient gegen Stahl ungeschmiert	0,4	0,4	0,2	0,5
Schichtdicke	1–4 µm	1–4 µm	1–4 µm	1–4 µm
Maximale Einsatztemperatur	600 °C	400 °C	300 °C	700 °C
Schichtfarbe	goldgelb	blaugrau	schwarzgrau	silbergrau
Widerstand gegen abrasiven Verschleiß	++	+++	+	++
Widerstand gegen adhäsiven Verschleiß	++	++	+++	++
Widerstand gegen Tribooxidation	++	++	++	++
Schutz gegen Korrosion	+	+	+	++

Vorteile:

- auch geometrisch komplexe Werkzeuge können beschichtet werden,
- gute Schichthaftung,
- größere Beschichtungsraten als PVD.

Nachteile:

- nicht für jede gewünschte Schicht existiert eine passende chemische Reaktion,
- Bildung von gesundheitsschädlichen Reaktionsprodukten, die eine Vakuumabscheidung notwendig machen.

3.14 Blechwerkstoffe

3.14.1 Stähle

Stahl ist der in der industriellen Praxis am häufigsten eingesetzte Konstruktionswerkstoff. Neben einer hohen Verfügbarkeit weisen Stähle eine gute Rezyklierbarkeit auf. Durch eine kontinuierliche Weiterentwicklung konnten Stahlwerkstoffe in den letzten Jahren an die verschiedensten Einsatzzwecke angepasst werden. Höhere Anforderungen an Sicherheit erfordern den Einsatz höher-, hoch- und höchstfester Stähle für sicherheitsrelevante Bauteile in der Karosserie und im Fahrwerksbereich. Stähle, die eine Zugfestigkeit von mindestens 270 MPa aufweisen, werden als höherfest bezeichnet. Liegt dieser Grenze bei mindestens 550 MPa spricht man von hochfesten Stählen. Ab einer Zugfestigkeit von 700 MPa werden Stähle als höchstfest bezeichnet /IIS05, Hal01/.

Mit steigender Festigkeit eines Stahles ist eine Abnahme der Duktilität und des Umformvermögens zu verzeichnen (Abb. 3.206). Neuere Stahlentwicklungen zielen darauf ab, hohe Festigkeiten mit einer trotzdem noch ausreichenden Umformbarkeit zu kombinieren.

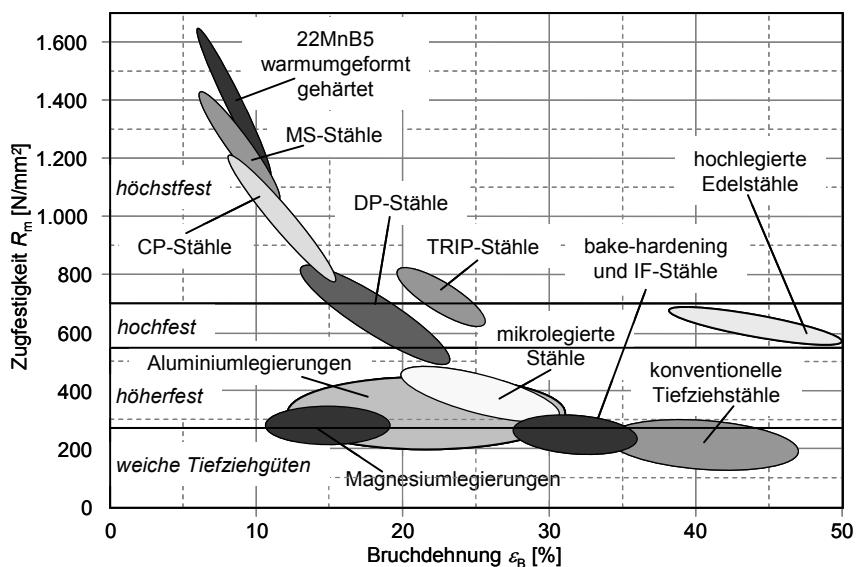


Abb. 3.206 Zugfestigkeit R_m in Abhängigkeit der Bruchdehnung A_{80}

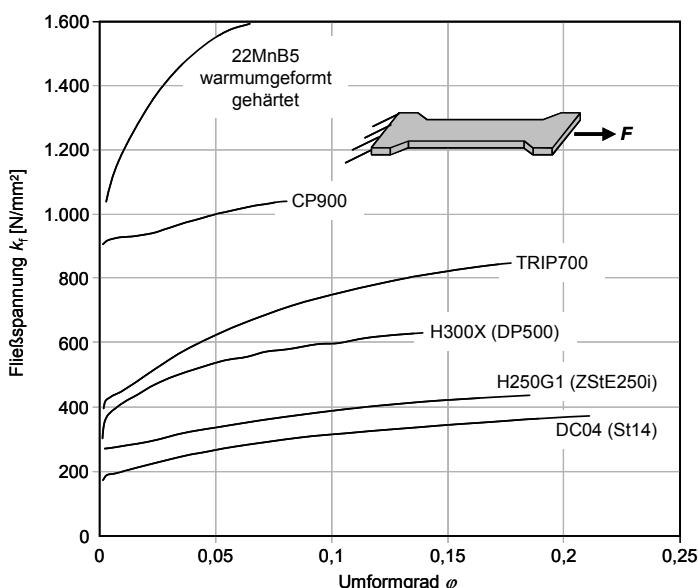


Abb. 3.207 Fließkurven ausgewählter Stähle /Ohl01/

Die im Zugversuch aufgenommenen Fließkurven höher-, hoch- und höchstfester Stähle sowie einer weichen Tiefziehgüte sind in Abb. 3.207 dargestellt. Es ist erkennbar, dass mit steigender Festigkeit der Stähle das Verformungsvermögen im Zugversuch, mit Ausnahme der TRIP-Stähle, sinkt. Das Verformungsvermögen ist hier gekennzeichnet durch die Länge der Fließkurve, die der Gleichmaßdehnung φ_{G1} entspricht. Die Entwicklung der TRIP-Stähle führte dazu, dass der erreichte Festigkeitsanstieg ohne Verschlechterung der Dehnung realisiert werden konnte /Ohl01/.

Im Folgenden sind die Anwendungsbereiche ausgewählter Werkstoffe aufgezeigt.

Mikrolegierte höherfeste Stähle

z.B. H250G1 (ZStE250i), H220B (Bake Hardening Stahl)

Anwendung: Karosserieinnenteile, z.B. Längsträgerdeckblech /Beh00/
Außenhautteile, z.B. Türaußenhautblech.

Mehrphasige höher- und hochfeste Stähle

DP-Stahl (Dual-Phasenstahl) z.B. H300X (DP500), H340X (DP600)

Anwendung Kaltband: Motorträger außen /Sta03/ und B-Säulenverstärkung
sowie Querträger /Hel00/.

Anwendung Warmband: Radschüsselfertigung /Eng00, Beh99/,
B-Säulenverstärkungen.

TRIP-Stahl (Transformation Induced Plasticity) z.B. TRIP700

Anwendung: Schweller und Längsträger /Hel00/.

CP-Stahl (Complex-Phasen- Stahl) z.B. CP800

Anwendung: B-Säulenverstärkung und Türaufprallträger /Hel00, Sta03, Fei02/.

MS-Stahl (Martensitischer Stahl) z.B. MS-W1200

Anwendung: Türverstärkungen /Sta03/ und Türaufprallträger /Hel00, Fei02/.

Presshärtbarer Stahl: z.B. 22MnB5

Anwendung: B-Säulenverstärkung und Türaufprallträger /Aus02/.

Die typischen Kennwerte bzw. Herstellerangaben von einphasigen Tiefziehstählen, einphasigen höherfesten Stählen und mehrphasigen höher- und höchsten Stählen sind in Tabelle 3.9 dargestellt.

Tabelle 3.9 Typische Kennwerte von Stählen

		Gefügedarstellung		Festigkeitsklasse								
a)		einphasig		weiche konventionelle Tiefziehstähle				Gleichmaßdehnung A_g [%]	Bruchdehnung A_{80} [%]	mittlerer Verfestigungs-Exponent n_m	Anisotropie	Norm /Quelle/
			DC04 (St14)	270 bis 350	max. 210	23	min. 38			0,21	1,66	EN10139 /Ohl01/
			DC05 (St15)	270 bis 330	max. 180	22 bis 26	min. 40			0,21	1,77	EN10139 /Hal01/
b)		zweiphasig	H250G1 (ZStE250i)	320 bis 400	250 bis 290	22	min. 34	0,21	1,05	Thyssen Krupp SEW 097		/Hal01/
c)		höherfeste Stähle	H300X (DP500)	min. 500	300 bis 370	16	min. 24	0,16	0,75	Thyssen Krupp SEW 097		
d)		mehrphasig	H340X (DP600)	min. 600	340 bis 410	17	min. 20	0,17	0,79	Thyssen Krupp SEW 097		
e)		ideal einphasig	TRIP700	min. 700	410 bis 510	-	min. 24	0,24	-	Thyssen Krupp Datenblatt 1833		
f)		MS-W1200	CP900	933	869	9	13	0,10	0,89	Thyssen Krupp Datenblatt 1840		/Hal01/ /Ohl01/
		22MnB5 gehärtet		1200 bis 1450	min. 900	-	5	-	-			/Aus02/
				1400 bis 1800	min. 1100	4	min. 8	-	-			

a)	einphasig		Ferrit (F)	
b)	zweiphasig (DP-Stahl)		Ferrit (F) Martensit (M) (5 – 20%)	
c)	mehrphasig (TRIP-Stahl)		Ferrit (F) Bainit (B) Rest austenite (R)	
d)	mehrphasig (CP-Stahl)		Ferrit (F) Bainit (B) Martensit (M)	
e)	martensitisches Gefüge		Martensit (M)	
f)	martensitisches Gefüge		Martensit (M) Rest austenite (R)	

Abb. 3.208 Gefüge in schematischer Darstellung

Die Gefüge der erwähnten Werkstoffgruppen sind schematisch in Abb. 3.208 aufgeführt.

Anforderungen an die Verarbeitung höher- und hochfester Stähle

Bei der Verarbeitung hochfester Stähle treten u.a. folgende Probleme auf:

- a) größere Rückfederung als bei weichen Stählen
- b) hohe Belastung der Werkzeuge

Die Forderung nach Werkstoffen mit einem hohen Potenzial zur Gewichtseinsparung hat zur Entwicklung von höher- und hochfesten Stählen geführt. Diese ermöglichen eine Gewichtseinsparung über der Reduzierung der Blechdicke. Die im Automobilbau geforderten geringen Spaltmaße erhöhen die Anforderungen an den Umformprozess, wenn höherfeste Stähle durch hochfeste Stähle substituiert werden.

Bislang wurde eine Vielzahl von Einflussgrößen auf die Rückfederung von Blechformteilen aus höher- und hochfesten Stählen untersucht.

Einige der wichtigsten Einflussgrößen seien hier genannt:

- Blechwerkstoff,
- Geometrie,
- Tribologie,
- Maschinensteifigkeit und
- Radialspannung.

In Bild 3.211 wird schematisch der Einfluss der Streckgrenze $R_{p0,2}$ auf die Rückfederung dargestellt. Mit abnehmender Streckgrenze $R_{p0,2}$, die den Beginn des plastischen Fließens bei einer bleibenden Dehnung von 0,2 % charakterisiert, reduziert sich der elastische Dehnungsanteil und somit die Rückfederung.

Hütte /Hue01/ vergleicht in seiner Arbeit höherfeste Stähle hinsichtlich ihrer Streckgrenze und ihrer Rückfederungsneigung. Bei der Stahlsorte mit der höchsten Streckgrenze $R_{p0,2}$ (TRIP700) tritt die höchste Rückfederung auf, Abb. 3.210.

Wegen der hohen Festigkeit der Blechwerkstoffe kann es zur Überbeanspruchung konventioneller Werkzeuge kommen. Die Werkzeuge sollten durch geeignete Maßnahmen (belastungsangepasste Auslegung, Wärmebehandlung, Oberflächenbeschichtung etc.) an die umzuformenden Blechwerkstoffe angepasst werden.

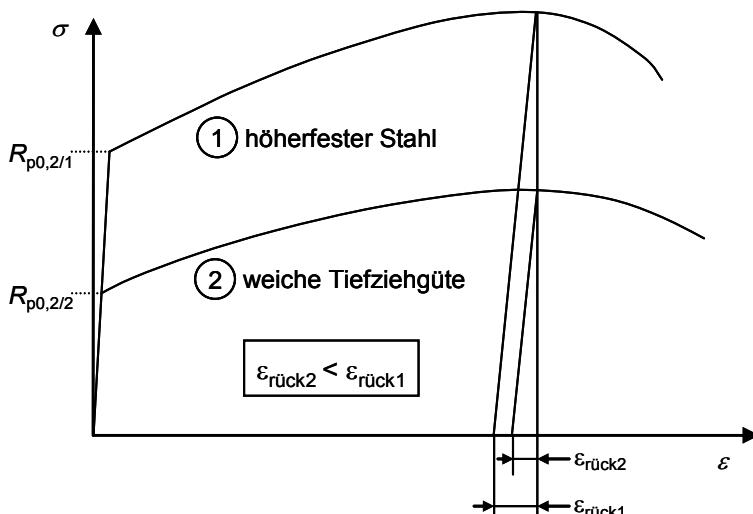


Abb. 3.209 Rückfederung in Abhängigkeit von $R_{p0,2}$

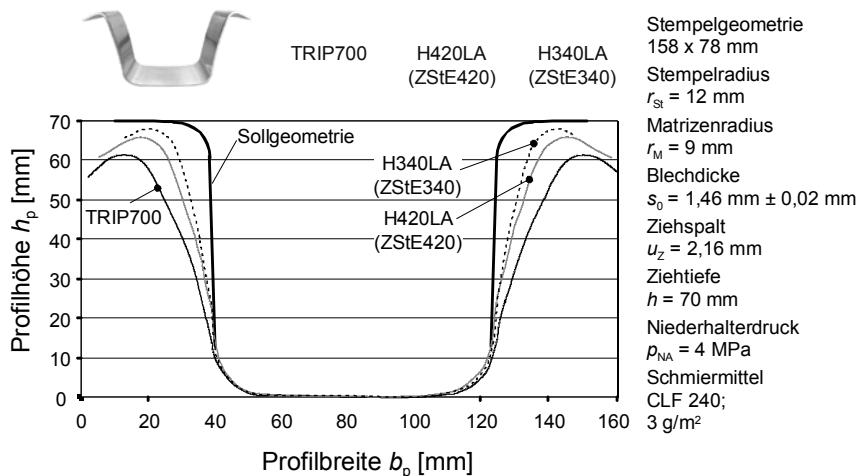


Abb. 3.210 Rückfederungsverhalten von höherfesten und hochfesten Stählen /Hue01/

3.14.2 Aluminiumlegierungen

Anwendung von Aluminium

Aluminium wird für die Konstruktion von Bauteilen eingesetzt, bei denen Gewicht (Dichte von Aluminium: 2,7 g/cm³) eingespart werden soll oder die Korrosionsbeständigkeit wichtig ist. Weiterhin besitzt Aluminium ein gutes Energieaufnahmevermögen und eignet sich daher zur Herstellung von Strukturbauteilen im Automobilbau, die zur Sicherstellung der Crashsicherheit dienen.

Seit vielen Jahren wird Aluminium unter anderem für Nutz- und Schienenfahrzeugaufbauten sowie für komplette Aluminium Space Frames (z.B. Audi A2, A8), PKW-Anhänger und im Schiff- und Flugzeugbau verwendet. Abb. 3.211 zeigt die Verwendung von Aluminium im Maschinenbau und die Vorteile von Aluminium /Alu98/.

Tiefziehen von Aluminium

Bei der Kaltumformung durch das Tief- und Streckziehen sind besonders bei den aushärtbaren Aluminiumlegierungen die prozess- und materialbedingten Grenzen bei der Konstruktion von Bauteilen zu beachten /Alt76 Ake90, Hel92, Ost92, Por81/. Aluminium neigt zu Kaltaufschweißungen auf den Werkzeugen und erhöht somit den Werkzeugverschleiß. Dies führt zu einer verminderten Ziehteiloberflächenqualität. Diesem Verschleiß kann durch eine entsprechende Optimierung des Prozesses und des Tribosystems (Werkzeug – Schmiermittel – Werkstoff) entgegengewirkt werden /NN99/.

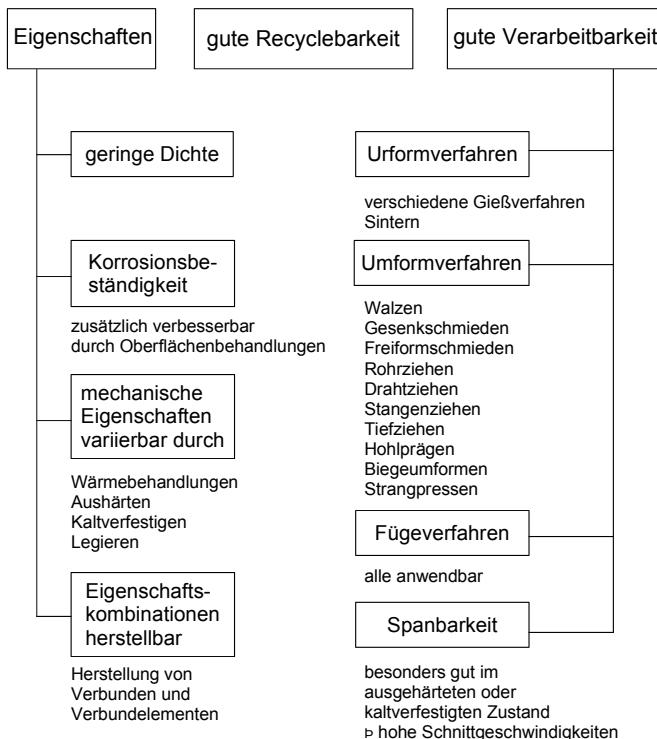


Abb. 3.211 Aluminium im Maschinenbau /Alu98/

Weiterhin ist der Einsatz von Kunststoff als Werkzeugwerkstoff zur Reduktion von Schmiermittel und Kaltaufschweißungen möglich /Doe98a/.

Bei Aluminiumlegierungen wird generell zwischen aushärtbaren und nicht aushärtbaren (naturharten) Legierungen unterschieden. Aushärtbare Legierungen werden zum Beispiel für Außenhautteile in der Automobil- und Flugzeugindustrie eingesetzt. Die erforderlichen Festigkeitswerte werden durch eine temperaturgesteuerte Ausscheidungshärtung erreicht. Die AlMgSi-Legierungstypen (z.B. AlMg0,4Si1,2) sind fließfigurenfrei und werden daher z.B. für Sichtteile verwendet. Nichtaushärtbare Aluminiumlegierungen mit Magnesium als Hauptlegierungsbestandteil (z.B. AlMg5Mn) finden ihre überwiegende Anwendung in nicht sichtbaren Bereichen beim Automobilbau oder in der Behälter- und Verpackungsindustrie. Ihre hohen Festigkeitswerte werden infolge der Kaltverfestigung bei der Umformung erzielt /Por81, Hal92/.

Reines Aluminium reagiert an der Luft sofort mit dem ihn umgebenden Sauerstoff und bildet an der Oberfläche eine Oxidschicht. Die Dicke der Oxidschicht kann beeinflusst werden und sollte als ein Kompromiss zwischen der Umformbarkeit, Punktschweißbarkeit und dem zu erzielenden Korrosionsschutz gewählt

werden. Eine dicke Oxidschicht neigt beim Umformen stärker zum Aufreißen und bietet somit einen geringeren Korrosionsschutz. Eine höhere Rissempfindlichkeit des Bauteils ist die Folge /Blo96/. In Tabelle 3.10 sind beispielhaft die physikalischen Eigenschaften von Reinstaluminium wiedergegeben.

Vorbehandeltes Aluminium

Durch die Vorbehandlung von Aluminiumblechen können Fertigungsschritte eingespart werden. Die Vorbehandlung kann sowohl in Form einer chemischen Oberflächenbehandlung als auch in Form von aufgetragenen Lackschichten erfolgen. Ein Beispiel für eine Vorbehandlung ist das Beizen. Dieses Verfahren wird unter anderem zur Reduzierung des Übergangswiderstands für das Schweißen eingesetzt. Das Beizen in fluoridsaurer Lösung ist dem alkalischen Beizen vorzuziehen, da die Oxidschicht bei diesem Verfahren besser entfernt wird.

Die Konversionsbehandlung wird zur Passivierung der Oberfläche eingesetzt. Sie dient dabei zur Verbesserung des Haftgrunds und wird z.B. als Korrosionsschutz bei Klebeverbindungen eingesetzt. Weiterhin wird dieses Verfahren zur Bildung einer Zwischenschicht vor dem Lackieren angewendet /Blo96/.

Tribologie bei der Umformung von Aluminium

Aluminium hat in der Regel eine amorphe Oxidschicht, die je nach Fertigung (gewalzt oder geglättet) eine unterschiedliche Dicke und einen unterschiedlichen Aufbau aufweist. Diese passiviert das Aluminiumblech im pH-Bereich von ca. 4,5 bis 8,5 /Blo96/. Aluminiumbleche werden meist mit einem Korrosionsschutzöl (wirkt als Schmiermittel) ausgeliefert, um Transportschäden der im Vergleich zu Stahl weichen und kratzempfindlichen Blechoberfläche zu vermeiden.

Tabelle 3.10 Physikalische Eigenschaften von Reinstaluminium Al99,99 bei 20 °C /Alu98/

chemisches Symbol	AI	Einheit
Ordnungszahl	13	
Relative Atommasse	26,98154	u
Atomvolumen	9,996*106	m³/mol
Gitteraufbau	kfz	
Raumausfüllung	74 %	
Dichte	2,6989	g/cm³
Elastizitätsmodul	66,6	kN/mm²
Schubmodul	25,0	kN/mm²
Standardpotenzial	-1,67	eV

Bei komplexen Geometrien ist es erforderlich, im Presswerk zusätzlich Ziehhöl aufzutragen. Diese zusätzliche Beölung erfordert Zeit und Personal. Aus diesem Grund empfiehlt sich die Verwendung von wasserlöslichen Trockenschmierstoffen für die Umformung von Aluminium. Dieser Trockenschmierstoff kann vom Blechhersteller aufgetragen werden und spart im Werk somit einen Produktionsschritt ein /Blo96/.

3.14.3 Magnesiumlegierungen

Magnesium ist das leichteste Konstruktionsmetall, dennoch kommt es zurzeit nur in begrenzten Maß zum Einsatz. Die folgenden Eigenschaften von Magnesium bieten ein großes Potenzial für den Einsatz bei der Produktion umformtechnisch hergestellter Bauteile:

- eine hohe Rohstoffverfügbarkeit und universelle Recyclingfähigkeit und
- eine geringe Dichte (Dichte von Magnesium: 1,74 g/cm³).

Dem gegenüber stehen einige Werkstoffeigenschaften, die den Einsatz von Magnesium beeinträchtigen:

- starke Korrosionsneigung,
- eingeschränkte Umformbarkeit bei Raumtemperatur sowie
- eine Kriechneigung bei erhöhten Temperaturen.

Der Magnesiumblechwerkstoff MgAl3Zn1 (AZ31) weist eine maximale Zugfestigkeit auf dem Festigkeitsniveau von Aluminiumlegierungen, wie z.B. AlMg4,5Mn0,4 (AA5182), auf /Bac05/. Die wesentlich geringere Bruchdehnung bei Raumtemperatur lässt jedoch im Vergleich zu Stahl und Aluminium auf ein geringes Umformvermögen der Magnesiumknetlegierungen bei Raumtemperatur schließen (Tabelle 3.11).

Für Blechbauteile aus Magnesiumknetlegierungen bieten sich beispielsweise im Automobilbereich vielfältige Einsatzfelder an /Juc02/. Neben Anwendungen im Innenraumbereich (z.B. Pedallagerböcke, Sitzkomponenten), Karosserielemente (Struktur- und Außenhautbauteile) und dem Antriebsstrang (Zylinderkopfabdeckung, Ölwanne) sind auch Fahrwerkskomponenten (z.B. Rahmen, Felge, Radaufhängung) aus Magnesiumknetlegierungen herstellbar.

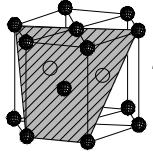
Die Umformung von Magnesiumblechen stellt hohe Anforderungen an die eingesetzten Magnesiumknetlegierungen /Haf02a, Bac04/. Um einen sicheren und reproduzierbaren Tiefziehprozess zu gewährleisten, sind die folgenden Eigenschaften von Magnesiumblechen von besonderer Bedeutung:

- ein gleichmäßiges und feinkörniges Gefüge,
- isotrope Eigenschaften auch bei niedrigen Umformtemperaturen,
- die Minimierung von Rand-WalzrisSEN und eine
- gute Oberflächengüte.

Tabelle 3.11 Materialkennwerte von Magnesium, Aluminium und Stahl bei Raumtemperatur /Dro99/

Eigenschaft bei Raumtemperatur	Werkstoff			
	MgAl3Zn1 (AZ31)	AlMg4,5Mn0,4 (AA5182)	DC04 (St14)	DC06 (IF18)
Dichte ρ [g/mm ³]	1,74	2,71	7,83	7,83
Blechdicke s_0 [mm]	1,0	1,0	0,8	1,0
Zugfestigkeit R_m [MPa]	251	279	347	314
Dehngrenze $R_{p0,2}$	168	146	187	120
Bruchdehnung A_{80} [%]	17,8	26,3	36,0	41,0
Verfestigungsexponent n [-]	0,216	0,317	0,202	0,234
mittl. Anisotropie r_m [-]	1,7	0,74	1,15	1,94

In Abb. 3.212 sind die Verformungsmechanismen von Magnesium dargestellt. Eine Erhöhung der Plastizität findet je nach Legierungsanteilen des Werkstoffs im Temperaturbereich von 200°C–225 °C statt (Reinmagnesium 225 °C) /Sie40/. Bis zu einer Temperatur von ca. 225 °C erfolgt ein Gleiten in der Basisebene des hexagonalen Kristallgitters /Rob60, Ray59/.

Struktur (Metall)	Gleit- systeme	Anzahl der Gleit- ebenen	Gleit- richtun- gen	Gleit- systeme	Verbessertes Umformverhalten von Magnesiumlegierungen bei erhöhten Temperaturen durch:
kfz (Al)		4	3	12	Thermische Aktivierung weiterer Gleitebenen in den Pyramidebenen 1. Ordnung
krz (Stahl)		6	2	12	 $T > 200^\circ\text{C}$
hdp (Mg)		1	3	3	hdp: hexagonal-dichteste Packung

kfz: kubisch-flächenzentriert krz: kubisch-raumzentriert hdp: hexagonal-dichteste Packung



Abb. 3.212 Beispiele für Gleitsysteme wichtiger Metalle bei Raumtemperatur

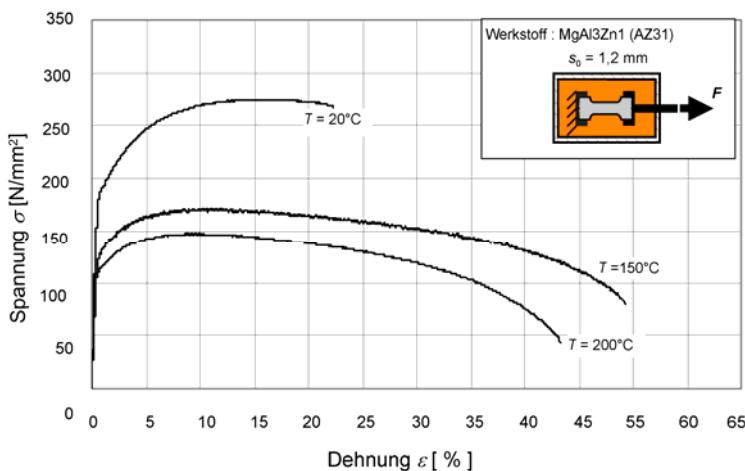


Abb. 3.213 Einfluss der Temperatur auf das Spannungs-Dehnungs-Diagramm

Oberhalb einer Temperatur von 225 °C werden zudem pyramidale Gleitebenen aktiviert, was einen sprunghaften Anstieg der plastischen Verformbarkeit bewirkt. Ein weiterer Verformungsmechanismus ist das Gleiten von Versetzungen auf prismatischen Ebenen /Hau58/. Bei geringen Dehnungsgeschwindigkeiten und einer Temperatur von ca. 260 °C wird ein alternierendes pyramidales und prismatisches Gleiten im Kristall vermutet, welches zu Fließfiguren auf dem Blechwerkstoff führt /Cha55/.

Einfluss der Temperatur auf das Spannungs-Dehnungs-Diagramm

Die Umformtemperatur hat einen entscheidenden Einfluss auf den Verlauf des Spannungs-Dehnungs-Diagramms (Abb. 3.213) eines Magnesiumblechwerkstoffes. Die folgenden Phänomene sind bei allen Magnesiumknetlegierungen zu beobachten:

- eine Abnahme der Spannungen mit steigender Temperatur /Dro99, Pir02, Vie02, Che02/,
- eine Zunahme der Dehnungen mit steigender Temperatur /Dro99, Pir02, Vie02, Che02/ und ein
- Sinken der Spannungen bei hohen Dehnungen bei $T > 200^\circ\text{C}$ /Dro99, Che02/.

Die Abnahme der Spannungen bei hohen Dehnungen weist darauf hin, dass bereits bei diesen Temperaturen thermisch aktivierte Entfestigungsvorgänge, wie z.B. dynamische Rekristallisationsvorgänge, im Werkstoff ablaufen /Dro99/.

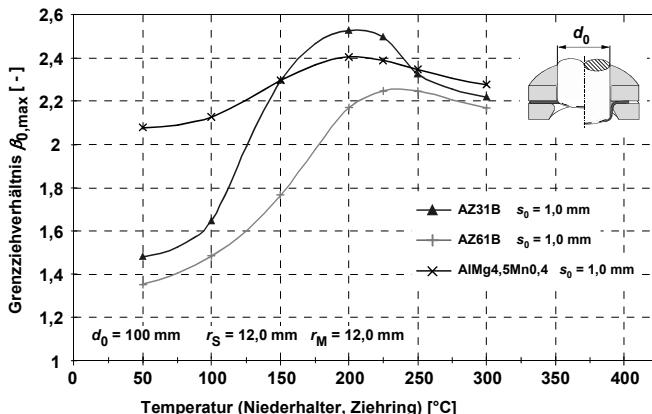


Abb. 3.214 Grenzziehverhältnis in Abhängigkeit der Temperatur bei einer rotations-symmetrischen Werkzeuggeometrie ($\varnothing 100 \text{ mm}$) /Dro99/.

Einfluss der Temperatur auf das Tiefziehergebnis

Abb. 3.214 zeigt den Einfluss der Umformtemperatur auf das Tiefziehergebnis von zwei Magnesiumblechwerkstoffen sowie von einer Aluminiumlegierung. Zwischen einer Umformtemperatur von $200 \text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $225 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ist zunächst ein Anstieg des Grenzziehverhältnisses /Dro99, Vie02/ zu beobachten. Mit weiter steigender Temperatur nimmt das Grenzziehverhältnis jedoch wieder ab. /Dro99, Vie02/.

Die ausgeprägten Maxima der Grenzziehverhältnisse in Abhängigkeit der Temperatur erklären sich durch die Überlagerung entgegengerichteter Effekte. Zunächst tritt eine Zunahme des Umformvermögens der Magnesiumknetlegierungen mit steigender Temperatur durch die thermische Aktivierung weiterer Gleitebenen auf. Bei weiter steigender Temperatur erfolgt eine Abnahme der Festigkeit der Werkstoffe. Dieses gilt insbesondere für die Magnesiumlegierungen. Daraus folgt eine Abnahme der über die Ziehteilzarge übertragbaren Stempelkraft in die eigentliche Umformzone, den Ziehteilflansch /Dro99/.

3.14.4 Reintitanwerkstoffe

Anwendung von Reintitanwerkstoffen

Reintitanwerkstoffe zeichnen sich gegenüber hochlegierten Stahlwerkstoffen durch eine sehr hohe Korrosionsbeständigkeit bei kleiner Dichte (Dichte von Titan: $4,51 \text{ g/cm}^3$) aus. Ein Beispiel für den Einsatz von Reintitanwerkstoffen in besonders korrosionsbeanspruchten Bereichen ist der Einsatz in Abgasanlagen für Pkws. In Oberklassefahrzeugen wird eine solche Anlage mit dem Ziel der Reduzierung der Wartungsintervalle und des Gewichts verbaut. Ein weiteres Einsatzgebiet von Reintitanwerkstoffen ist der Luftfahrzeugbau.

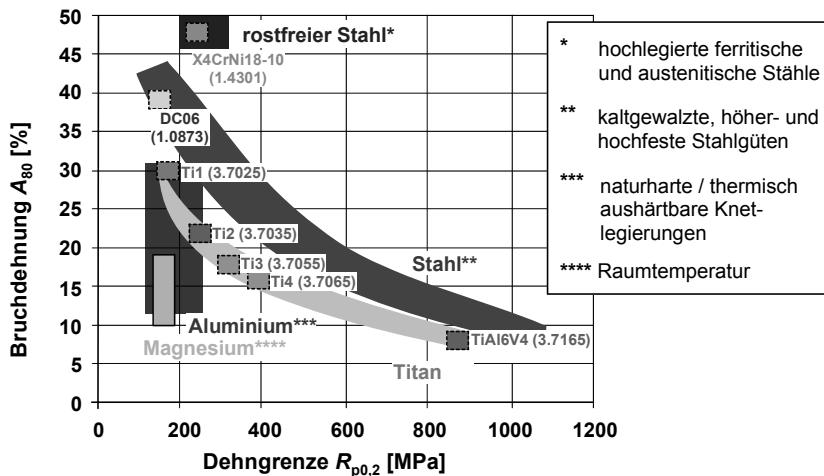


Abb. 3.215 Einordnung der Festigkeits- und Duktilitätseigenschaften von Reintitan gegenüber anderen Werkstoffen /Kul03/

Spezielle Aspekte der Reintitanumformung

Zur Einordnung des Umformvermögens von Reintitanwerkstoffen im Vergleich zu Stahl-, Aluminium- sowie Magnesiumlegierungen ist die Bruchdehnung A_{80} über der Dehngrenze $R_{p0,2}$ in Abb. 3.215 dargestellt.

Anisotropie und Zipfelbildung

Ein wichtiger Aspekt bei dem Umformen von Reintitanwerkstoffen besteht in deren ausgeprägter Anisotropie.

Um eine erste Aussage diesbezüglich treffen zu können, sind in Tabelle 3.12 mechanische Kennwerte aus dem einachsigen Zugversuch nach EN10130 für den Reintitanwerkstoff Ti2 (3.7035) sowie für den Edelstahlwerkstoff X4CrNi18-10 (1.4301) als Referenz vergleichend gegenübergestellt.

Insbesondere die Dehngrenze $R_{p0,2}$, der Verfestigungsexponent n sowie die senkrechte und planare Anisotropie r bzw. Δr zeigen bei dem Reintitanwerkstoff den großen Einfluss der Walzrichtung auf die mechanischen Kennwerte. Die Dehngrenze steigt mit zunehmender Orientierung zur Walzrichtung an, während Gleichmaß- und Bruchdehnung abnehmen. Ursache für dieses Verhalten ist die Vorzugsorientierung des hexagonalen Werkstoffes Ti2 (3.7035), die sich in Folge der Walzbehandlung einstellt.

Tiefziehversuche, die mit dem Werkstoff Ti2 (3.7035) zur Analyse des Versagensverhaltens von Reintitanwerkstoffen durchgeführt wurden, zeigen aufgrund der ausgeprägten Anisotropie eine verstärkte Zipfelbildung. Abb. 3.216 zeigt verschiedene Versagensarten im Flanschbereich von Bauteilen aus Titanwerkstoffen.

Tabelle 3.12 Mechanische Kennwerte der Blechwerkstoffe Ti2 sowie X4CrNi18-10 bei Raumtemperatur, Ausgangsblechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$

Werkstoff	WR [°]	A_g [%]	A_{80} [%]	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	n [-]	r [-]
Ti2 (3.7035)	0	10	28	267	423	0,16 ¹⁾	2,34 ²⁾
	45	8	26	309	388	0,12 ¹⁾	4,00 ²⁾
	90	7	23	340	410	0,11 ¹⁾	7,57 ²⁾
X4CrNi18-10 (1.4301)	0	44	48	316	624	0,40	0,78
	45	47	52	296	581	0,41	1,20
	90	47	53	293	582	0,41	1,11
							$\Delta r =$
							4,48
							$\Delta r =$
							1,07

1) Dehnungsintervall 1 % bis A_g , 2) Dehnung 5 %

Zipfelbildung: Bei großen Ziehverhältnissen ($\beta_0 \geq 2,4$) bilden sich während des Tiefziehens stark ausgeprägte Zipfel in einem Winkel von 45° zur Walzrichtung im Flanschbereich aus. Diese resultieren aus der planaren Anisotropie Δr dieses Werkstoffes.

Unstetigkeit: Bei einer weiteren Erhöhung des Ziehverhältnisses ist eine verstärkte Zipfelbildung zu beobachten, wobei sich in den Schnittbereichen der Zipfel Materialaufstauchungen bilden. Am Auslauf der Zipfel treten Unstetigkeitsstellen auf.

Rissbildung: Am Ende der beschriebenen Entwicklung entsteht ein diagonaler Riss im Flansch an der Position der Unstetigkeitsstelle. Diese Rissbildung tritt vor einem Bodenversagen am Stempelkantenauslauf auf.

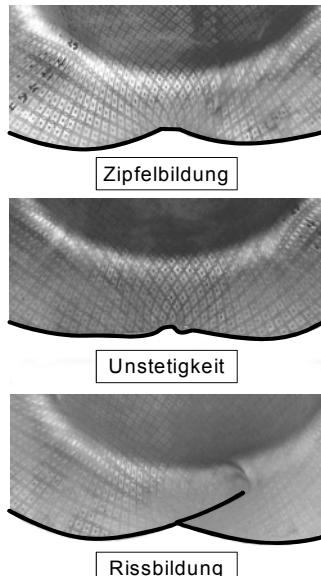


Abb. 3.216 Rissinitiierung im Flanschbereich der Reintitanlegierung Ti2 (3.7035)

Tribologie

Beim Tiefziehen von Titanwerkstoffen mit Stahlwerkzeugen besteht auch bei sehr guten Schmierungsverhältnissen eine erhöhte Gefahr von Adhäsion. Daher ist bei der Umformung dieser Werkstoffe ein besonderes Augenmerk auf die tribologischen Verhältnisse zu legen.

Verschiedene Autoren empfehlen das Bekleben der Zuschnitte mit Ziehfolie

vor der Umformung. Dies ist vor allem auf der Seite des Ziehrings von Bedeutung, da auf diese Weise der Reibungseinfluss stark reduziert und damit ein gutes Nachfließen des Blechwerkstoffs ermöglicht werden kann /Kue70, Rue80, Wil75/. Der Einsatz von Ziehfolie ist jedoch kostenintensiv und mit hohem Aufwand verbunden. Kostengünstiger ist der Einsatz von Kunststoff als Werkzeugwerkstoff. Kaltaufschweißungen werden verhindert und der Schmiermittel-einsatz reduziert /Doe98a, Fra99/.

3.14.5 Beschichtete Bleche

Im Anlieferungszustand sind Bleche mit einer Transport- oder Korrosionsschutzbeölzung versehen. Im Automobilbau wird bei Außenhautbauteilen die Korrosionsschutzbeölzung entfernt und eine neue, für den Umformvorgang im Presswerk benötigte Schmierstoffschicht aufgebracht. Diese wird dann vor dem Fügeprozess durch Reinigungstauchbäder, welche aufwendig entsorgt werden müssen, entfernt.

Durch den Einsatz von organisch beschichteten Blechen, wie z.B. Dünnfilmversiegelungen, ergeben sich folgende Vorteile:

- Reduzierung/Vermeidung umweltbelastender Reinigungsprozesse,
- Reduzierung/Einsparung von sekundären Korrosionsschutzmaßnahmen (Hohlraumkonservierung und Nahtabdichtungen),
- Einsparung/Reduktion von Schmier- und Reinigungsmitteln,
- die für den Umformvorgang erforderliche Schmierschicht kann in den Lack eingebracht werden,
- Verkürzung der Prozesskette.

Aufbau organischer Beschichtungen für Bleche

Den prinzipiellen vollständigen Aufbau verschiedener organischer Beschichtungen für Stahl- und Aluminiumbleche zeigt Abb. 3.217.

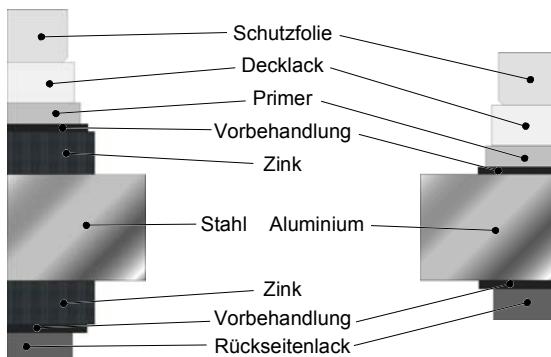


Abb. 3.217 Aufbau organischer Beschichtungen für Stahl- und Aluminiumbleche

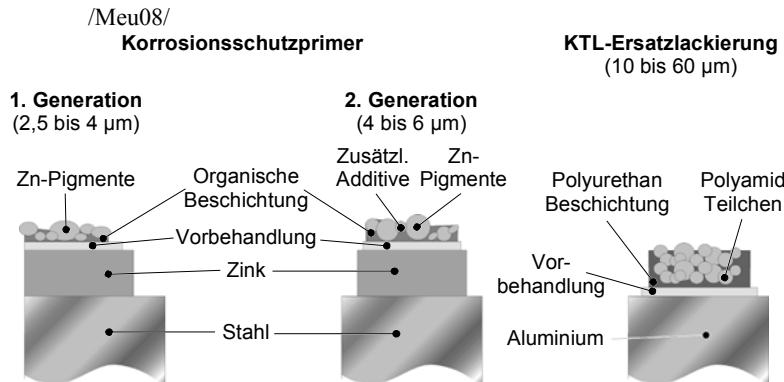


Abb. 3.218 Aufbau verschiedener organischer Vorbeschichtungen: Korrosionsschutzprimer am Beispiel von Stahlblechen und KTL-Ersatzlackierung am Beispiel von Aluminiumblechen /Meu08, Höh09/

Da der Decklack sich durch die Umformung optisch beispielsweise in Farbe und Glanzgrad verändern kann, werden in der Automobilindustrie meist Bleche mit organischer Vorbeschichtung eingesetzt. Der Decklack wird dann anschließend auf das fertige Bauteil aufgebracht.

Im Automobilbau eingesetzte organisch vorbeschichtete Bleche sind:

- Korrosionsschutzprimer (einlagige kunststoffbasierte Deckschicht mit Füllstoffen) und
- KTL-Ersatzlackierungen, vorgrundierte Bleche (zweilagige kunststoffbasierte Deckschicht mit Füllerersatz).

Die Oberflächenbeschichtung der Bleche erfolgt kontinuierlich im Bandbeschichtungsverfahren (Coil Coating).

Umformverhalten organisch beschichteter Bleche

Organisch beschichtete Feinbleche zeigen ein sehr gutes Umformverhalten. Infolge der guten tribologischen Eigenschaften der organischen Beschichtungssysteme wird der Blecheinzug erleichtert. Abb. 3.219 zeigt eine deutliche Steigerung des Grenzziehverhältnisses durch Einsatz organisch beschichteter Feinbleche.

Oberflächencharakterisierung beschichteter Bleche

Wichtige Anforderungen an die organischen Beschichtungen sind:

- Oberflächen- und Korrosionsschutz bei Transport und Lagerung,
- Schutz vor galvanischer Korrosion,
- Guter Haftgrund für den Lack,
- Fehlerfreie Applikation in Bandbeschichtungsanlagen sowie
- Hohe Kratzfestigkeit und gute Dehnfähigkeit.

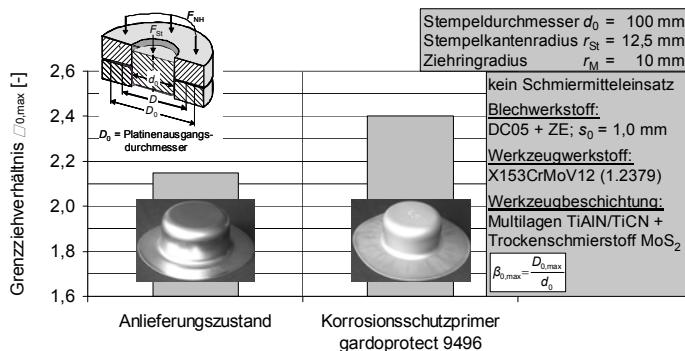


Abb. 3.219 Grenzziehverhältnisse von Stahlblech DC05+ZE im Vergleich Anlieferungszustand und Korrosionsschutzprimer

Der Einsatz von beschichteten Feinblechen im Presswerk führt nicht nur zu einem verbesserten Korrosionsschutz, sondern auch zu einer Verminderung der Fertigungskosten innerhalb der Prozesskette durch Vereinfachung oder Entfall von Fertigungsschritten. Des Weiteren wirkt sich die Beschichtung positiv beim Tiefziehen aus, indem die Reibung herabgesetzt wird. Dadurch vergrößert sich beim Tiefziehen der Arbeitsbereich und die Umformbarkeit des Werkstoffs kann besser genutzt werden.

Literatur zu Kapitel 3

- /Ake90/ Akerat R (1990) Umformung und Struktur von Aluminium-Knetwerkstoffen. Teil1+2, ALUMINIUM 66: 147–150/246–251
- /Alt76/ Althoff J (1976) Eigenschaften von Aluminium-Tiefziehblechen. ALUMINIUM 52: 632–635
- /Alu98/ Aluminium-Zentrale Düsseldorf (1998) Aluminum Taschenbuch 3 Teile. Aluminium Verlag, 15. Auflage
- /Aus02/ Austerhoff N, Rostek W (2002) Hot Stamping und Wärmebehandlung von höchsten Stählen am Beispiel von Karosserie- und Fahrwerksbauteilen. 5. Europäische Karosserie-Leichtbau-Konferenz, Stahl-Spaceframe contra Schalenbauweise, Bad Nauheim/Frankfurt, 13./14.06.2002
- /Bac04/ Bach FW, Rodman M, Roßberg A (2004) Prozessketten bei der Entwicklung neuer Werkzeuge und Halbzeuge am Beispiel von Magnesiumblech. 4. DFG Kolloquium, Wirkmedienbasierte Fertigungstechniken zur Blechumformung (SPP1098), Hannover
- /Bac05/ Bach FW, Behrens BA, Rodman M, Vogt O, Roßberg A (2005) Hydro-mechanical Deep Drawing of Rolled Magnesium Sheets. Steel Research Int. 76, No. 11
- /Bal97/ NN (1997) Der Weg zu zuverlässigeren Präzisionsbauteilen. 5. Auflage, Balzers AG, Verschleißschutz Lichtenstein
- /Bau01/ Bauer W (2001) Freies Biegen von Aluminium-Profilen. Dissertation Universität – Gesamthochschule Paderborn
- /Bau91/ Bauer D, Keller (1991) Genaues Berechnen der Kraft optimiert Tiefziehprozeß. Bänder Bleche Rohre, Heft 6: 43–47
- /Bay94/ Bay N, Jensen SS, Malberg MP, Grauslund S (1994) Forming Limits in Hydromechanical Deep Drawing. Annals of the CIRP 43.: 253–256
- /Beh00/ Behrens BA (2000) Höherfeste isotrope Feinbleche für den Automobilbau. EUROFORUM-Konferenz in Düsseldorf 2000, Leichtbau im Automobilbau- Werkstoffe und Fertigungstechnologien.
- /Beh04/ Behrens BA, Kurz G (2004) Beheiztes hydromechanisches Tiefziehen von Magnesiumblechen. Internationale Konferenz, Neue Entwicklungen in der Blechumformung, Fellbach, 11./12. Mai 2004: 391–410
- /Beh99/ Behr F (1999) Die ultraleichte Stahlkarosse – neue Produkte und Fertigungsverfahren. Mat.-wiss. Und Werkstofftechnik 30: 669–677
- /Ber91/ Bergmann W (1991) Werkstofftechnik, Teil 2: Anwendung. Carl Hanser Verlag, München
- /BfS77/ NN (1977) Falzen von Stahlblech. Beratungsstelle für Stahlverwendung, Merkblatt 174 , Essen
- /Bie91/ Bielfeldt FB (1991) Ausgeführte hydraulische Ziecheinrichtungen der Fa. Dieffenbacher und Zielsetzung für die Zukunft, Ziecheinrichtungen einfach-wirkender Pressen für die Blechumformung. Stuttgart, DGM Oberursel
- /Blo96/ Bloech Dr. M, Furrer Dr. P (1996) Beschichtetes Aluminiumkarosserieblech – Vorteile und Grenzen in Theorie und Praxis. Schriftenreihe Praxis-Forum, Konferenzeinzelbericht Karosserie 1996. Krosserie-Rohbau Band 96/14: 531, 33–42.
- /Bob97/ Bobbert D (1997) Innenhochdruckumformen – Erfahrungen und Möglichkeiten. Tagungsband Kolloquium Innenhochdruckumformen – innovative Fertigungstechnik für den Superleichtbau, Essen, 29.–30.01.1997

- /Boe90/ Bönnner F (1990) Fügeverfahren für oberflächenveredeltes Band und Blech Falzen. Deutscher Verzinkereiverband e.V. (DVV), Düsseldorf
- /Boe98/ NN (1998) RIVSET Stanzniettechnik. Firmenprospekt der Böllhoff GmbH, Verbindungs- und Montagetechnik, Bielefeld
- /Buß00/ Bußmann M, Bach FW (Hrsg., 2000) Beitrag zur Grenzflächenkonditionierung im Plasmanitrier-Arc-PVD-Hybridprozeß. Verlag Praxiswissen, Dortmund
- /Cao93/ Cao J, Boyce MC (1993) Drawbead Penetration as a Control Element of Material Flow. Sheet Metal and Stamping Symposium, Detroit
- /Cha55/ Chaudhuri AR, Chang HC, Grant NJ (1955) Creep Deformation of Magnesium at Elevated Temperatures by Nonbasal Slip. Journal of Metals, Mai 1955: 682
- /Cha95/ Chatterjee-Fischer R, Bodenhagen R, Eysell FW, Hoffmann R, Liedtke D, Mallener H, Rembges W, Schreiner A, Welker G (1995) Wärmebehandlung von Eisenwerkstoffen, Nitrieren und Nitrocarburieren. Expert Verlag, 71272 Renningen-Malmsheim
- /Che02/ Chen FK, Huang TB (2002) Untersuchung zur Umformbarkeit der Magnesiumtiefziehlegierung AZ31. Internationale Konferenz, Neue Entwicklungen in der Blechumformung, Fellbach, 4./5. Juni 2002: 251–262
- /Chu52/ Chung SY, Swift HW (1951) Cup-drawing from a Flat Blank: Part I Experimental Investigations, Part II Analytical Investigations. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 165, 1951.
- /Czi92/ Czichos H, Habig KH (1992) Tribologie Handbuch, Reibung und Verschleiß. Vieweg Verlag, Braunschweig
- /DIN1624/ Kaltgewalztes Band in Walzbreiten bis 650 mm aus weichen unlegierten Stählen, 1987
- /DIN2092/ DIN 2092: Tellerfedern, Berechnung Beuth Verlag GmbH Berlin, Ausgabe: 1992-01
- /DIN2093/ DIN 2093: Tellerfedern; Maße, Qualitätsanforderungen, Beuth Verlag GmbH Berlin, Ausgabe: 1992-01
- /DIN2098-1/ DIN 2098-1: Zylindrische Schraubenfedern aus runden Drähten; Baugrößen für kaltgeformte Druckfedern ab 0,5 mm Drahtdurchmesser, Beuth Verlag GmbH Berlin, Ausgabe: 1968-10
- /DIN2098-2/ DIN 2098-2: Zylindrische Schraubenfedern aus runden Drähten; Baugrößen für kaltgeformte Druckfedern unter 0,5 mm Drahtdurchmesser, Beuth Verlag GmbH Berlin, Ausgabe: 1970-08
- /DIN50100/ Dauerschwingversuch, Fachnormenausschuß Materialprüfung (FNM) im DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Februar 1978
- /DIN50124/ Scherzugversuch an Widerstandspunkt-, Widerstandsbucket- und Schmelzpunktschweißverbindungen, Fachnormenausschuß Materialprüfung (FNM) im DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Normenausschuß Schweißtechnik (NAS) im DIN
- /DIN50164/ Prüfung metallischer Werkstoffe – Kopfzugversuch an Widerstandspunkt-, Widerstandsbucket- und Schmelzpunktschweißverbindungen, Beuth Verlag, Berlin, 1982
- /DIN8582/ Fertigungsverfahren Umformen – Einordnung; Unterteilung, Begriffe, Alphabetische Übersicht, Beuth Verlag GmbH, Berlin, Ausgabe: 2003-09
- /DIN8586/ DIN 8586: Fertigungsverfahren Biegeumformen, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Berlin, Köln, Beuth 1996
- /DIN8588/ Fertigungsverfahren Zerteilen, DIN 8588

- /DIN8593/ DIN 8593: Fertigungsverfahren Fügen, Teil 1-8, Ausgabe: 2003-09
- /Doe00/ Doege E, Frank C, Kurz G (2000) Schwingende Niederhalterkraft verbessert die Tiefziehergebnisse. MaschinenMarkt Das IndustrieMagazin, Heft 37: 28–34
- /Doe01a/ Doege E, Droeder K (2001) Sheet metal forming of magnesium wrought alloys – formability and process technology. Journal of Materials Processing Technology 115: 14–19
- /Doe02a/ Doege E, Walter G, Kurz G, Meyer T (2002) Umformen von Magnesiumfeinblechen mit temperierten Werkzeugen. EFB-Forschungsbericht Nr. 195
- /Doe02b/ Doege E, Deiler G (2002) Anwendbarkeit lackierter Bleche in der Umformtechnik. VDI-Z Special Blechbearbeitung, Springer-VDI Verlag, Oktober 2002: 21–24
- /Doe03a/ Doege E, Schmidt-Jürgensen R, Huinink S, Yun JW (2003) Development of an optical sensor for the measurement of the material flow in deep drawing processes. Annals of the CIRP Vol. 52/1/2003: 225–228.
- /Doe03b/ Doege E, Thoms V (2003) Thermisch unterstütztes Clinchen von Blechen und Bauteilen aus Magnesium-Knetlegierungen. Forschungsbericht No. 203, Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V.
- /Doe04/ Doege E, Pösse O, Milch M (2004) Bördeln dünnwandiger Stahlblechkomponenten. Abschlussbericht Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., P540, Düsseldorf
- /Doe04a/ Doege E, Behrens BA, Springub B (2004) Improved analytical model for deep drawing processes of rotationally symmetric cups. Numiform 2004, Ohio State University, USA
- /Doe63/ Doege E (1963) Untersuchung über die maximal übertragbare Stempelkraft beim Tiefziehen rotationssymmetrischer zylindrischer Teile. Dissertation, Universität Berlin
- /Doe64/ Doege E (1964) Ein weiteres Verfahren zur Ermittlung der Formänderungen beim Tief- oder Streckziehen rotationsymmetrischer Teile. Blech 9: 413–425
- /Doe71/ Doege E, Fetzer H, Kellenbenz R, Bergmann E (1971) Tiefziehen auf einfach- und doppeltwirkenden Karosseriepressen unter Berücksichtigung des Gelenkantriebs. Werkstatt und Betrieb, 104. Jargang, Heft 10
- /Doe84/ Doege E, Sommer N (1984) Wichtige Grundlagen des Tiefziehens – Teil I. Blech Rohre Profile, Heft 2
- /Doe85/ Doege E, Fugger B (1985) Untersuchung der Verschleissmechanismen beim Scherschneiden (1). Tribologie und Schmierungstechnik, 32. Jahrgang, 2/1985: 93–100
- /Doe90/ Doege E, Kühne HJ (1990) Schmütsch, H.-H.: New developments on the blanking process of thin sheet metal. Proc. of the 28th international MATADOR conference; UMIST; University of Manchester; Institute of science and technology; Manchester, 18.–19.04.1990: 367–378.
- /Doe95/ Doege E, Ulrich L (1995) Schnittflächenqualität und Schneidkraftbedarf beim Scherschneiden von Tiefziehblechen. EFB-Forschungsbericht Nr 68, Hannover
- /Doe98a/ Doege E, Frank C (1998) Verschleißverhalten polymerer Werkzeugwerkstoffe für die Umformung von Feinblechen. Bänder Bleche Rohre, 11

- /Doh99/ Dohmann F (1999) Einführung in die Verfahren der Innenhochdruckumformung, Hydroumformung von Rohren, Strangpressprofilen und Blechen. Internationale Konferenz Hydroumformung, Fellbach, 12./13.10.1999: 1–21
- /Don96/ Donhauser G (1996) Optimierungspotential beim Stanznielen. Praxis-Forum: Arbeitskreis Karosserie-Rohbau, Band 96, 18, 1996: 137–140
- /Dre72/ Drewes EJ, Henning H, Papa R, Wrede W (1972) Praxisnahe Versuche zur Kennzeichnung der Umformbarkeit von Tiefziehstählen. HOESCH: Berichte aus Forschung und Entwicklung unserer Werke Heft 1/72: 26–36
- /Dre99/ Drewes EJ, Engl B, Kruse J (1999) Höherfeste Stähle – heute und morgen. Stahl und Eisen 119, Nr. 5: 115–122
- /Dro99/ Dröder K (1999) Untersuchungen zum Umformen von Feinblechen aus Magnesiumknetlegierungen. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Hannover
- /Dut61/ Dutschke W (1961) Über das Tiefziehen rechteckiger Teile. Dissertation, Technische Universität Stuttgart
- /DVS03/ DVS – Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V. und EFB – Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V.: Clinchen – Überblick, Merkblatt DVS-EFB 3420-2, 10/2003
- /DVS29160/ Deutscher Verband für Schweißtechnik e.V.: Prüfen von Punktschweißungen, Merkblatt DVS 2916, Juni 1978
- /Ede74/ Edenhofer B (1974) Vergleich verschiedener Nitrierverfahren unter besonderer Berücksichtigung des Ionitierens. Fachbereich für Oberflächentechnik, 4
- /Ele01/ Elend LE (2001) Einsatz elastischer Niederhaltersysteme zur Erweiterung der Prozessgrenzen beim Tiefziehen. Dissertation, Universität Hannover
- /EN10002/ NN (1990) Zugversuch Teil 1
- /EN10130/ NN (1998) Kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus weichen Stählen zum Kaltumformen.
- /Eng00/ Engl B (2000) Hochfeste und höchstdichte warm- und kaltgewalzte Stähle für den Fahrzeugbau. MEFORM 2000: 37–68
- /Eng59/ Engelhardt W (1959) Über ein neues verfahren zur Prüfung der Tiefziehfähigkeit und seine Anwendung. Mitteilungen der Forschungsgesellschaft Blechverarbeitung e.V., 22, 1959: 287–292
- /Eve94/ Eversberg KR (1994) Funktionssicherheit bei Hartstoffdünnenschichten unter besonderer Berücksichtigung von CVD-Viellagensystemen. Galvanotechnik Bd. 85 (1994), H.1, ISSN 0016-4232: 76–81
- /EWK/ Edelstahl Witten-Krefeld GmbH: Thyroplast, Thysotherm, Thyrodur, Thyrapid Warmarbeitsstähle
- /Fan95/ Fancey KS, Leyland A, Egerton D, Torres D (1995) The influence of process gas characteristics on the properties of plasma nitrided steel. Surface and Coatings Technology: 76–77, 694–699
- /Fei02/ Feindt JA (2002) Einsatz hoch- und höherfester Stähle für den Karosseriebau. Umformtechnik-Erschließung wirtschaftlicher und technologischer Potenziale, 17. Umformtechnisches Kolloquium Hannover 2002: 259–267
- /Fei03/ www.feintool.de; 2003
- /Fin79/ Finsterwald K (1979) Fertigung zweiteiliger Getränke- und Konservendosen. Werkstatt und Betrieb, Band 112, Heft 3, S. 185–190
- /Fin84/ v. Finckenstein E, Herold, U, Brox H (1984) Tiefziehen mit Wirkmedien. Industriezeiger 107 (1984) 38: 32–34

- /Fin90/ v. Finkenstein E, Brox H (1990) Sonder-Tiefziehverfahren. Umformtechnik, Band 3, Hrsg.: Lange, K., Kapitel 9, Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg-New York: 449–468
- /Fin93/ v. Finckenstein E, Kleiner M, Sulaiman H (1993) Flexible Biegeumformung an der Gesenkbiegepresse. Blech Rohre Profile, Heft 9: S.656–659, Dortmund (40)
- /Fin99/ v. Finkenstein E, Gartzke A, Homberg W, Kleiner M, Kollek R, Szucs É, Weidner T (1999) Entwicklung von Verfahren und Werkzeugsystemen zur Hydroumformung höherfester Stahlbleche. Forschungsbericht zum Projekt 274, Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V. Düsseldorf
- /Fis91/ Fischer A (1991) Systemtechnische Grundlagen des Verschleißes. In: 13. Ulmer Gespräch; Oberflächentechnik und Tribologie, Eugen G. Leuze Verlag, Neu-Ulm: 9–17
- /Fle92/ Fleischer G, Gröger H, Thum H (1992) Verschleiß und Zuverlässigkeit. Vieweg Verlag, Braunschweig
- /Fra99/ Frank C (1999) Tiefziehwerkzeuge aus Kunststoff für mittlere Serien. Dissertation, Universität Hannover
- /Fru99/ Fruth W (2000) Beitrag zur Verbesserung der tribologischen Eigenschaften von Metall/Kunststoff-Gleitpaarungen durch PVD- und Plasma-CVD-Beschichtungen. VDI Verlag GmbH, Düsseldorf
- /Fug84/ Fugger B (1984) Untersuchung der Verschleißvorgänge beim Scherschneiden von Feinblechen. Dissertation Universität Hannover
- /Fur01/ Furrer P, Bloeck M (2001) Aluminium-Karosseriebleche: Lösungen für den kosteneffizienten Automobil-Leichtbau. Verlag Moderne Industrie, Bibliothek der Technik, Bd. 220
- /Gah92/ Gahr Zum KH (1992) Reibung und Verschleiß, Ursachen, Arten, Mechanismen. In H. Greve (Hrsg.): Reibung und Verschleiß. DGM Informationsgesellschaft Verlag, Oberursel
- /Gar65/ Garofalo F (1965) Fundamentals of Creep and Creep rupture in metals
- /Gei95/ Geiger M, Arnet H, Engel U, Vollertsen, F (1995) Flexibles Biegen stranggepreßter Aluminium-Profile. Blech Rohre Profile, Band 42, Heft 1: 31–34
- /Gel60/ Geleji A (1960) Bildsame Formgebung der Metalle in Rechnung und Versuch. Berlin: Akademie
- /Gel61/ Geleji A (1961) Bildsame Formgebung der Metalle in Rechnung und Bild, Akademie Verlag, Berlin: 689–726
- /GfT02/ GfT-Arbeitsblatt 7 (2002) Tribologie – Verschleiß, Reibung, Definitionen, Begriffe, Prüfung. Gesellschaft für Tribologie, September 2002
- /Goo68/ Goodwin GM (1968) Application of Strain Analysis to Sheet Metal Forming Problems in the Press Shop. Society of Automotive Engineers Technical Paper, No. 680093
- /Gri00/ Griesbach B (2000) In-Prozess Stoffflussmessung zur Analyse und Führung von Tiefziehvorgängen. Dissertation, Universität Hannover
- /Hab80/ Habig KH (1980) Verschleiß und Härte von Werkstoffen. Carl Hanser Verlag München
- /Haf02a/ Haferkamp H, Doege E, Schaper M, Rodman M, Jaschik C, Kurz G (2002) Einfluss der Walzparameter auf das Umformverhalten von Magnesiumblechen. Metal Vol. 56 12/2002: 801–805
- /Hah01/ Hahn O (2001) Neue Entwicklungen auf dem Gebiet der mechanischen Fügetechnik. Internat. Aachener Schweißtechnik Kolloquium, Band 2: 637–654

- /Hah02a/ Hahn O, Timmermann R (2002) Wärmearme Fügetechniken für den Einsatz in Mischbauweisen. Konferenz-Einzelbericht: Dünnblechverarbeitung, Mischverbindungen – Innovative Lösungen für Leichtbaukonzepte, München, D, 10.–11.4.2002: 19–30
- /Hah02b/ Hahn O, Kurzok JR, Tan Y (2002) Schadensanalyse an Clinchverbindungen unter Schwingbelastung. Konferenz-Einzelbericht: Werkstoffprüfung, Schadensanalyse und Schadensvermeidung, Bad Nauheim, D, 6.–7.12.2001: 98–103
- /Hah03a/ Hahn O.: PC-gestützte Auswahl, Auslegung und Dimensionierung von Clinchwerkzeugen, Forschungsbericht No. 201, Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V.
- /Hah03b/ Hahn O, Doege E, Bach FW (2003) Weiterentwicklung der Clinchtechnik zum Verbinden organisch beschichteter Stahlfeinbleche. Abschlussbericht P511, Studiengesellschaft Stahlanwendung
- /Hah91/ Hahn O, Boldt M (1991) Schwingfestigkeit von durchsetzgefügten, bauteilähnlichen Aluminium-verbindungen. Forschungsbericht des Laboratoriums für Werkstoff- und Fügetechnik der Universität-GH Paderborn
- /Hah92/ Hahn O, Boldt M (1992) Durchsetzfüge- und Punktschweißverbindungen unter quasistatischer und dynamischer Last. Blech Rohre Profile, Band 39, Heft 3: 211–219
- /Hah95/ Hahn O, Schulte A (1995) Eignung des Durchsetzfügens und des Stanznietens zum Fügen höher-fester Stahlbleche. Forschungsprojekt P283 Studie, Studiengesellschaft für Stahlanwendung e.V., Düsseldorf
- /Hal01/ Halfeldt T (2001) Untersuchung zur Beschreibung des Tief- und Streckziehverhaltens höherfester Feinbleche aus Stahlwerkstoffen. Dissertation, Universität Hannover
- /Hal92/ Haller G (1992) Werkzeugkonstruktion und -werkstoffe für die Verarbeitung von oberflächenveredelten Stahlblechen, Aluminium und rostfreien Materialien. DGM Informationsges.-Verl.: 115–165
- /Has73/ Hasek V (1973) Über den Formänderungs- und Spannungszustand beim Ziehen von großen unregelmäßigen Blechteilen. Dissertation, Universität Stuttgart
- /Has77/ Hasek V (1977) Anwendung von Grenzformänderungsschaubildern. Industrie-Anzeiger 99. Jg. Nr. 20 v. 9.3.77: 343–347
- /Has78a/ Hasek V (1978) Untersuchung und theoretische Beschreibung wichtiger Einflußgrößen auf das Grenzformänderungsschaubild. Blech Rohre Profile 25 (1978) 5: 213–220, Teil 1
- /Has78b/ Hasek V (1978) Untersuchung und theoretische Beschreibung wichtiger Einflußgrößen auf das Grenzformänderungsschaubild. Blech Rohre Profile 25 (1978) 6: 285–292, Teil 2
- /Has78c/ Hasek V (1978) Untersuchung und theoretische Beschreibung wichtiger Einflußgrößen auf das Grenzformänderungsschaubild, Blech Rohre Profile 25 (1978) 10: 493–499, Teil 3
- /Has78d/ Hasek V (1978) Untersuchung und theoretische Beschreibung wichtiger Einflußgrößen auf das Grenzformänderungsschaubild, Blech Rohre Profile 25 (1978) 12: 619–627, Teil 4
- /Has80/ Hasek V, Lange K (1980) Grenzformänderungsschaubild und seine Anwendung bei Tiefzieh- und Streckziehvorgängen. Zeitschrift für industrielle Fertigung, 70: 575–580

- /Has83/ Hasek V (1983) Werkstoffkenngrößen als Kriterien für die Grenzen der Blechumformung. Materialprüfung, Band 25, Heft 4: 113–117
- /Hau58/ Hauser FE, Landon PR, Dorn JE (1958) Trans. ASM: 50
- /Heg83/ Hegi R (1983) Höhere Standzeiten mit CVD-beschichteten Werkzeugen und Verschleißteilen. Metallocerfläche 37: 40–41
- /Hel00/ Heller Th, Schaumann ThW (2000) Anwendungsbeispiele warm- und kaltgewalzter Mehrphasen-stähle. Zweites Industriekolloquium SFB 362, Clausthal-Zellerfeld: 178–194
- /Hel92/ Heller C (1992) Umformen von Aluminiumblechen bei erhöhter Temperatur. Darmstadt, Technische Hochschule, Dissertation
- /Her84/ Herold U (1984) Verbesserung der Form- und Maßgenauigkeit kreiszyndrischer Werkstücke aus unterschiedlich verfestigten Werkstoffen durch hydromechanisches Tiefziehen. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Dortmund
- /Hey68/ Heyer RH, Newby JR (1968) Effects of mechanical Properties on Biaxial Strechability of low carbon Steels. Presented at S.A.E. Automotive Engineering Congress, Detroit, paper: 680094
- /Hil68/ Hilbert H (1968) Fachkunde für Werkzeugmacher. Ernst Klett Verlag Stuttgart
- /Hof85/ Hoffmann H, Birzer F, Schmoekel D (1985) Feinschneiden. Handbuch der Fertigungstechnik Band 2/3 Umformen und Zerteilen. Carl Hanser Verlag München: 1403–1448
- /Höh09/ Höhne J (2009) Coil Coating – Das Produkt PUR-Polyamid. SCHRAMM Coatings GmbH, Offenbach, 2009
- /Hom00/ Homberg W (2000) Untersuchungen zur Prozessführung und zum Fertigungssystem bei der Hochdruckblechumformung. Dissertation, Universität Dortmund
- /Hos93/ Hosford WF, Caddell RM (1993) Metal Forming. Mechanics and Metallurgy. PTR Prentice Hall, England Cliffs, N.J. 07632, USA, ISBN 0-13-588526-4
- /Hot98/ NN (1998) Berechnungsgrundlagen. Hotset-Katalog: 1–16
- /Huc92/ Huck M (1992) Beurteilung und Auswahl von Feinblechwerkstoffen für den Umformprozeß. Dissertation, Universität Hannover
- /Hue01/ Hütte H (2001) Untersuchung zum Rückfederungsverhalten hochfester Stahlblechwerkstoffe beim Tiefziehen. Dissertation, Universität Hannover
- /IIS05/ International Iron & Steel Institute (IISI) (2005) Advanced High Strength Steel (AHSS). Application Guidelines
- /ISO20482/ DIN EN ISO 20482: Metallische Werkstoffe – Bleche und Bänder – Tiefungsversuch nach Erichsen, Deutsche Fassung EN ISO 20482:2003 Ausgabe: 2003-12
- /Juc02/ Juchmann P, Wolff S, Kurz G (2002) Magnesiumblech-Werkstoffalternativen für den Ultraleichtbau. Umformtechnisches Kolloquium Hannover, 27./28. Feb. 2002: 179–192
- /Kas85/ Kastelyn AG (1985) Just another look at forming limits. Sheet Metal Industries
- /Kee61/ Keeler SP (1961) Determination of Forming Limits in Automotive Stampings. Society of Automotive Engineers Technical Paper, No. 650535
- /Ker00/ Kerle B, Opper M, Volk S (2000) Sechswertige Chromverfahren. SurTec GmbH, 4. Mai 2000

- /Kla01/ Klasfauseweh U, Reinhold P (2001) Reduced weight and improved performance of automotive structural parts – is it possible?, Vortrag auf der Werkstoffwoche 2001 in München
- /Kle78/ Klein W (1978) Mechanische und Röntgenographische Untersuchung zum Biegeverformungsverhalten unlegierten Stähle. Dissertation, TH Karlsruhe
- /Kle94/ Kleiner M, Homberg W, Smatloch C, Gartzke A (1994) Verfahren zur Herstellung von Blechformteilen durch die Beaufschlagung von Blechhalbzeugen mit einem Druckmedium. Offenlegungsschrift OS DE 4417460. Deutsches Patentamt, München
- /Koe95/ König W, Klocke F (1995) Fertigungsverfahren. Band 5 Blechbearbeitung, VDI Verlag, Düsseldorf
- /Kre82/ Kreißig R (1982) Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur plastischen Anisotropie. Dissertation, TH Karl-Marx-Stadt
- /Kue01/ Küper A (2001) Der Einsatz von bororganischen Precursoren zum Gasborieren und Plasmaborieren. Forschungsberichte aus der Stiftung Institut für Werkstofftechnik Bremen, Band 6, Shaker Verlag
- /Kue70/ Küppers W (1970) Das Umformverhalten von Feinblechen aus Reintitan. DEW-Technische Berichte, 10. Band, Heft 2: 197–200
- /Kul03/ Kulp S (2003) Herstellung von Blechformteilen aus Reintitanwerkstoffen und hochlegierten rostfreien Stählen. Dissertation, Universität Hannover
- /Kun93/ Kunst H (1993) Verschleißhemmende Schichten. Grundlagen des Verschleißverhaltens von Eisenwerkstoffen und praktische Maßnahmen zur Verschleißminderung. Ehninghen bei Böblingen, Expert-Verlag
- /Kur00/ Kurz G (2000) Geregelter Tiefziehprozeß mit pulsierendem Niederhalter auf einfachwirkenden Pressen. Abschlussbericht, Hagen, FSV
- /Lan90/ Lange K (1990) Umformtechnik. Handbuch für Industrie und Wissenschaft. Bd. 3. Blechbearbeitung, 2. Aufl. Berlin u.a.: Springer
- /Len82/ Lenze FJ (1982) Beitrag zum Umformwirkungsgrad beim Tiefziehen. Dissertation, Siegen
- /Lie89/ Liebig, HP, Bober J, Mutschler J (1989) Verbinden von Blechteilen zwischen Stempel und Gravur. VDI-Z. 131 (1989) 1: 95–102
- /Lie92/ Liebig HP (1992) Durchsetzfügen setzt sich durch, Stahl 1992, Eigenschaften, Verarbeitung und Anwendung von Stahl, Verlag Stahleisen, Düsseldorf (1992) 3: 100–104
- /Lie95/ Liebrecht F, Müller F (1995) Innovative Blechfügetechnik. X. Gemeinschaftliches Wissenschaftliches Symposium der TU Dresden und der TU Liberec, 26.–28.09.1995, Tagungsband: 68–72
- /Lie98/ Liedtke D, Jönsson R (1998) Wärmebehandlung, Grundlagen und Anwendungen für Eisenwerkstoffe. Expert Verlag
- /Lie99/ Liesener T (1999) Schneidkraftbedarfsermittlung beim Scherschneiden von Feinblechen. Entwicklung eines Prüfsystems, AiF/EFB 10870N Abschlussbericht, Hannover
- /Lud85/ Ludowig G (1985) Rechnerintegriertes Fertigungssystem für das Walzrunden von Blechen. Forschr.-Ber. VDI Reihe 2 Nr. 108. Düsseldorf
- /Mac90/ Mack M (1990) Surface Technology, p 22 Verlag Moderne Industrie AG&Co.
- /Mar67/ Marciniak Z, Kuczynski K (1967) Limit Strains in the Process of Stretch-Forming Sheet Metal. Int. J. Mech. Sci, Vol.9: 609–620

- /Mat90/ Mathiak F, Krawietz A, Nowack H, Trautmann KH (1990) Kreuzförmige, ebene Probe, insbesondere aus Blech für eine zweiachsige Materialprüfung im Bereich großer Dehnung. Patentschrift DE 3914966 C1. Deutsches Patentamt, München
- /Mau95/ Maurer G (1995) Anforderungsgerechte Hartstoffbeschichtung und Schadensvermeidung für Umformwerkzeuge. VDI Tagung Würzburg 19. Oktober 1995, VDI-Berichte (Bd. 123), Düsseldorf ISSN 0083-5560/ISBN 3-18-091231-6: 215–230
- /Mei82/ Meier M, Reissner J (1982) Bildung und Verhinderung von Falten im Flansch eines Tiefziehteils. VDI-Berichte, Band 450: 173–179
- /Men01/ Menz R (2001) Entwicklung eines analytischen Simulationsmodells als Grundlage einer geregelten Richtmaschine. Dissertation, Universität Hannover
- /Meu08/ Meuthen B, Jandl A-S(2008) Coil Coating – Bandbeschichtung: Verfahren, Produkte und Märkte, 2., aktualisierte und erweiterte Auflage, Friedr. Vieweg & Sohn Verlag, GWV Fachverlage GmbH, Wiesbaden, 2008
- /Mey98/ Meyerhoff M (1998) NC-Programmierung für das kraftgesteuerte Bandschleifen von Freiformflächen. Dissertation, Universität Hannover
- /Mic98/ Michler T, Brand J (1998) Verschleißschutzschichten für Umformwerkzeuge. Blech, Rohre, Profile (Bd.45,H.10) ISSN 0006-4688: 144,146,148
- /Mit92/ Mittendorf JH (1992) Einsatz von Werkzeugbeschichtungen für ausgewählte Umformverfahren. Dissertation RWTH Aachen, DGM Informationsgesellschaft GmbH, ISBN 3-88355-181-3
- /Moe69/ Möhrlin W (1969) Die Grundlagen des Weiterschlag-Tiefziehens rotations-symmetrischer Teile. Dissertation, Berlin
- /Mue57/ Münster A (1957) Eigenschaften und Anwendungen vom Titannitrid und Titancarbid. Angewandte Chemie 69, 9
- /Mue96/ Müller W(1996) Beitrag zur Charakterisierung von Blechwerkstoffen unter mehrachsigter Beanspruchung. Berichte aus dem Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart. Springer Verlag
- /Nak68/ Nakazima K, Kikuma T, Hasuka K (1968) Study on the formability of Steel Sheets. Yawata Technical Report, Sept. 1968, No. 264: 141–154
- /Nak93/ Nakagawa T (1993) Neue Entwicklungen bei der Fertigung von karosserie-teilen. Blech, Rohre, Profile 40 (1993) 12: 906–909.
- /Neu79/ Neumann CP (1979) Die Schneidbarkeit von Elektroblech und ihre Prüfung unter besonderer Berücksichtigung von Blechwerkstoff und Schneidspalt. Dissertation, Universität Hannover
- /Neu95/ Neugebauer R, Bräunlich H, Klose L (1995) Möglichkeiten und Einsatzgrenzen steuerbarer Vielpunktziehtechnik. Sächsische Fachtagung Umformtechnik – Progressive Werkstoffumformung, Band 2, Freiberg
- /Nin98/ Ninforge D (1998) Improvement of Tailored Blank Stamping by using a Control and Localisation of the Blank Holder. Industriekolloquium des SFB 362 Fertigen in Feinblechen, Clausthal-Zellerfeld, 10.12.1998
- /NIT-1/ Nitron GmbH: Technischer Bericht 204 – Plasmanitrieren im Vergleich zjm Salzbadnitrieren, www.nitron.de/berichte/TB204.pdf
- /NIT-2/ Nitron GmbH: Plasma Nitriding in Comparision with Gas Nitriding, www.nitron.de/berichte/TB209.pdf
- /NN96/ (1996) Aktives hydromechanisches Tiefziehen für großflächige Blechteile. VDI-Zeitschrift, Band 138

- /NN99/ NN (1999) Leicht ist schwer. Leichtbau in der Fahrzeugkarosserie. Bänder Bleche Rohre, Dez.: 59–63
- /Oeh01/ Oehler G, Kaiser F (2001) Schnitt-, Stanz und Ziehwerkzeuge. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg
- /Oeh63/ Oehler G (1963) Biegen unter Pressen, Abkantpressen, Abkantmaschinen, Walzenrundbiegemaschinen, Profilwalzmaschinen. Carl Hanser Verlag München
- /Ohl01/ Ohlert J, Bleck W, Hallfeldt T, Doege E (2001) Werkstoffkennwerte für Feinblech aus höherfesten Stahlsorten. UTF-Science, IV Quartal: 13–17
- /Old78/ Oldewurzel A (1978) Leistungssteigerung durch Beschichten. In: Bänder, Bleche, Rohre 25 (1978) 2: 83–86
- /Ost92/ Ostermann F (1992) Aluminium-Werkstofftechnik für den Automobilbau. Kontakt und Studium; Band 375: 163–181
- /Pah97/ Pahl G, Beitz W (1997) Konstruktionslehre – Methoden und Anwendung. 4. Auflage, Springer-Verlag
- /Pah98/ Pahl KJ (1998) Anpassungsfähige Vielpunkt-Blechhaltereinheit. Werkstatt und Betrieb, Jahrgang 131, Heft 10
- /Pan61/ Panknin W (1961) Die Grundlagen des Tiefziehens im Anschlag unter besonderer Berücksichtigung der Tiefziehprüfung. Bänder Bleche Rohre 1961/Juni Heft 6
- /Pir02/ Prichner H, Weber M, Kawalla R (2002) Magnesiumbleche für den Karosseriebau. Internationale Konferenz, Neue Entwicklungen in der Blechumformung, Fellbach, 4./5. Juni 2002: 251–262
- /Por81/ Porter DA, Esterling KE (1981) Phase Transformations in Metals and Alloys. Van Nostrand Reinhold Company: 291–308
- /Pos98/ Possehn T (1998) Segmentierte Niederhalter verhindern Risse – Werkzeugtechnische Maßnahmen beim Ziehen von Tailored Blanks. Industrieanzeiger, Band 120, Heft 10: 32–33
- /Pri03/ NN (2003) Umformtechnik nach Maß, Prinzig Maschinenbau, Firmenprospekt. Lonsee-Urspring
- /Rad89/ Radtke H (1989) Sauber und schnell fertigen, Automatisieren des Falzens von Blechkonstruktionen. Bänder Bleche Rohre (10)
- /Rag84/ Ragab MS, Sommer N (1984) Elastische Niederhalter zum Tiefziehen im Anschlag. Bänder, Bleche, Rohre, Band 25, Heft 10: 255–258
- /Ram98/ Rambke M (1998) Ermittlung von Zuschnittsgeometrien für Tiefziehteile mit elementaren Methoden. Dissertation, Universität Hannover
- /Ras03/ NN (2003) Schneiden, Biegen, Formen. Firmenprospekt Reinhardt Maschinenbau GmbH, Sindelfingen
- /Ray59/ Raynor GV (1959) The Physical Metallurgy of Magnesium and Its Alloys Pergamon Press2. London
- /Rob60/ Roberts CS (1960) Magnesium and its Alloys, Whiley, New York
- /Rom59/ Romanowski WP (1959) Handbuch der Stanzereitechnik, Berlin: VEB Verlag Technik
- /Rue80/ Rüdinger K (1980) Zum Umformverhalten von bandgefertigtem Titanblech. Seminar Neuere Entwicklungen in der Blechverarbeitung, Stuttgart, 10.–11.06.1980
- /Rup72/ Ruppert W (1972) Oberflächenbehandlung von Stanzwerkzeugen zur Verschleißminderung. Vortrag, VDI-Fachgruppe Betriebstechnik
- /Sau97/ Saum G (1997) Neue Prüfmaschine für Kreuzzugversuche. Stahl und Eisen 117 (1997) 12: 125–126

- /Sch29/ Schmidt M (1929) Die Prüfung von Tiefziehblech, Archiv für das Eisenhüttenwesen, Heft 3, Sept. 1929: 213–222
- /Sch79/ Schiller H (1979) Das Richten von schweren Profilen. Stahl und Eisen 99 (22)
- /Sch85/ Schmoeckel D, in Spur G (1985) Handbuch der Fertigungstechnik. Carl Hanser Verlag München
- /Sch90/ Schmütsch HH (1990) Einflussgrößen auf das Schneidergebnis von Feinblechen. Dissertation, Universität Hannover
- /Sch92/ Schlegel M (1992) Gas als Feder. Stickstofffedersysteme im Werkzeugbau, Fertigung, Landsberg, Band 20, Heft 10
- /Sch93/ Schlegel M (1993) Druckgeregelte Stickstoffedersysteme, Bleche, Rohre, Profile 40 (1993) 7/8
- /Sch98/ NN Schuler GmbH (1998) Handbuch der Umformtechnik. Springerverlag, Berlin, Heidelberg
- /Sch99/ Schmoeckel D, Prier M (1999) Tribologie des Innenhochdruck-Umformens. Internationale Konferenz Hydroumformung, Fellbach, 12./13.10.1999: 497–512
- /Sen56/ Senior BW (1965) Flange wrinkling in deep drawing operations. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Band 4: 235–246
- /Sie01a/ Siegert K, Haller D (2001) Controllable Nitrogen Gas Spring System. Production Engineering. Research and Development, Band 8
- /Sie01b/ Siegert K, Aust M (2001) Tiefziehen von Blechformteilen bei extremen hydraulischen Gegendrücken. Kolloquium Wirkmedien Blechumformung, Dortmund
- /Sie32/ Siebel E (1932) Die Formgebung im bildsamen Zustande. Theoretische Grundlagen der technischen Formgebungsverfahren, Verlag Stahleisen, Düsseldorf
- /Sie40/ Siebel G (1940) Technology of Magnesium and its Alloys, (Ed. Beck) Hughes, London
- /Sie54/ Siebel E (1954) Der Niederhalterdruck beim Tiefziehen, Stahl und Eisen, Band 74: 155–158
- /Sie55/ Siebel E, Beisswänger H (1955) Tiefziehen. Forschungsarbeiten auf dem Gebiet des Tiefziehens im Auftrag der Forschungsgesellschaft Blechverarbeitung, Carl Hanser Verlag, München
- /Sie56/ Siebel E, Panknin W (1956) Ziehverfahren der Blechumformung. Zeitschrift für Metallkunde 47, Heft 4: 207–212
- /Sie73/ Sieche G, Köhler G (1973) Umformen von Blech durch Druckflüssigkeit. Fertigungstechnik und Betrieb 23, H.3
- /Sie91/ Siegert K, Klamser M (1991) Hydraulische Vielpunkt-Ziecheinrichtungen im Pressentisch einfachwirkender Pressen, Ziecheinrichtungen einfachwirkender Pressen für die Blechumformung, Stuttgart, DGM Oberursel
- /Sie93/ Siegert K, Mnif J (1993) Untersuchungen über das Falzen (180°-Biegen) von Aluminiumblechen. Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V. (EFB), Hannover
- /Sie95/ Siegert K, Dannemann E, Wagner S, Galoaiko A (1995) Closed-Loop control system for blank holders forces in deep drawing. CIRP Annals, Band 44/1
- /Sie97/ Siegert K, Knabe E, Possehn T, Glassbrenner B (1997) Optimierung des Ziehvorgangs beim Umformen geschweißter Bleche (Tailored Blanks). Werkstatttechnik, Band 87: 304–309

- /Sie98a/ Siegert K, Hohnhaus J (1998) Analyse und Optimierung des Systems Zieheinrichtung/werkzeug bei einfachwirkenden Pressen mit Vielpunkt-Ziecheinrichtung im Pressentisch. Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben AiF 10347N, IFU Stuttgart, EFB Hannover
- /Sie98b/ Siegert K, Wagner S (1998) Stand der Technik und Trends in der Blechbearbeitung. VDI-Bericht, Band 1431: 1–35
- /Sie98c/ Siegert K, Hohnhaus J (1998) Analyse und Optimierung des Systems Zieheinrichtung/Werkzeug. Blech Rohre Profile, Band 45, Heft 4: 58–61
- /Sie98d/ Siegert K, Ziegler M (1984) pulsating blankholder force. Production Engineering, Band 5, Heft 1: 27–30
- /Sim89/ Simon H (1989) Rechnergestützte Ziehteilauslegung mit elementaren Berechnungsmethoden. Dissertation, Universität Hannover
- /Sma96/ Smatloch C (1996) Entwicklung eines numerisch einstellbaren Werkzeugsystems für das Tief- und Streckziehen. Dissertation, Universität Dortmund, Shaker Verlag, Aachen
- /Som86/ Sommer N (1986) Niederhalterdruck und Gestaltung des Niederhalters beim Tiefziehen von Feinblechen. Dissertation, Universität Hannover
- /Spr06/ Springub B (2006) Semianalytische Betrachtungen rotationssymmetrischer Bauteile unter Berücksichtigung der Martensitevolution. Dissertation, Universität Hannover
- /Spu87/ Spur G (1996) Handbuch der Fertigungstechnik. Band 4/1 Abtragen Be-schichten, Carl Hanser Verlag ISBN 3-446-12535-3
- /Sta03/ Staevens J, Pfestorf M (2003) Einsatz höherfester Stähle im Automobilbau. 8. Umformtechnisches Kolloquium Darmstadt: 51–61
- /Sto86/ Stock HR, Mayr P (1986) Hartstoffbeschichtungen mit dem Plasma-CVD-Verfahren. Härterei-Technische Mitteilungen 41: 145–151
- /Sto88/ Story M, Trageser AB, Smith GL (1988) Blankholder for a draw press. United States Patent, Nr.: 4,745,792 vom 24.05.1988, Aluminium Company of America, Pittsburgh, Penns./USA
- /Sto96/ Stock G (1996) Alternative Verfahren zur Verbesserung der Tiefziehergebnisse auf einfachwirkenden Pressen. Dissertation, Universität Hannover
- /Str82a/ Strackerjahn W (1982) Die Voraussage des Versagensfalls beim Tiefziehen rechteckiger Teile. Dissertation, Universität Hannover
- /Str82b/ Stratens van der PJM, Verspuil G (1982) Aufbringen verschleißfester Schichten auf Werkzeugstahl nach dem CVD-Verfahren. VDI-Zeitschrift 124, Heft 18: 693–698
- /Swi39/ Swift HW (1939) Drawing tests for sheet metal, Proceedings. Institution of Automobile Engineers, Vol.34: 361ff.
- /Szü97/ Szűcs É (1997) Einsatz der Prozess-Simulation bei der Entwicklung eines neuen Umformverfahrens – der Hochdruckblechumformung. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Dortmund
- /Tho02/ Thoms V, Timm M (2002) Thermisch unterstütztes Stanzen. Abschlussbericht AiF/EFB Nr.191
- /Til02/ Tilmann Farr M (2002) Zieh- und Stempelkantenradien beim Tiefziehen. Dissertation, Universität Stuttgart
- /Toe95/ Tönshoff HK (1995) Spanen Grundlagen. Springer-Verlag Berlin, ISBN 3-540-58742-X
- /Tro04/ Tröster T, Rostek W (2004) Innovative Warmumformung. Internationale Konferenz Neuere Entwicklungen in der Blechumformung, Fellbach 11./12.05.2004

- /Ulb01/ Ulbricht V, Müller R, Groche P, Istrate A (2001) Walzprofilieren von Bau- teilen mit über der Längsachse verändertem Querschnitt. EFB-Forschungs- bericht Nr. 167
- /ULSAC/ NN: Ultraleichte Automobil-Anbauteile aus Stahl, Broschüre
- /VDI 2906/ Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall, VDI 2906
- /VDI2251/ NN (1979) VDI/VDE Richtlinien Feinwerkelemente Stauch- und Biege- verbindungen. VDI/VDE 2251 Blatt 2, Düsseldorf: VDI-Verlag
- /VDI3141/ VDI 3141 (2000) Einfließwulste und Ziehstäbe in Stanzerei- Großwerkzeugen. Beuth Verlag GmbH Berlin, Ausgabe: 2000-01
- /VDI3146/ NN (1999) VDI-Richtlinie Innenhochdruck-Umformen. VDI-Richtlinie, VDI 3146, März
- /Vie02/ Viehweger B, Richter G, Stecklina S (2002) Warmumformung von Mag- nesiumfeinblechen. Zeitschrift ZWF Jahrgang 97 2002, Heft 6: 323–328
- /Vog01/ Vogt O (2001) Haftreibung und revesierender Gleitverschleiß von Al_2O_3 - und Si_3N_4 -Keramik in Paarung mit Stahl und Gusseisen. Dissertation, Universität Karlsruhe. Schriftenreihe des Instituts für Keramik im Ma- schinenbau IKM 033, März 2001
- /Wag01/ Wagener HW, Hosse-Hartmann J (2001) Zum Tiefziehen von Magnesium- Blech. UTF science IV. Quartal 2001, Meisenbach Verlag, Bamberg: 28–34
- /Wag80/ Wagoner RH (1980) Measurement and Analysis of Plane-Strain Work Hardening. Metallurgical Transactions A, Volume 11A, January 1980: 165–173
- /Wen02/ Wenzel A (2002) Das Stanznieten. Mechanische Fügeverfahren, Bänder Bleche Rohre, Band 43 Heft 7/8: 30–31
- /Wes01/ Westkämper E (2001) Anwendung von viellagenschichten in der Warm- massivumformung, Schlussbericht, AiF 11682N/I
- /Wil75/ Wilhelm H (1975) Über das Umformverhalten von Blechen aus Titan und Titanlegierungen. Dissertation, Universität Stuttgart
- /Wit80/ Witthüser KP (1980) Untersuchung von Prüfverfahren zur Beurteilung der Reibverhältnisse beim Tiefziehen. Dissertation, Universität Hannover
- /Wos84/ Woska R (1984) Einfluss ausgewählter Oberflächenschichten auf das Reib- und Verschleißverhalten beim Tiefziehen. In Fortschrittberichte der VDI Zeitschriften, Düsseldorf
- /Yos98/ Yoshida T, Kuriyama Y, Usuda M, Ito K (1998) FEA and theoretical FLD based on new constitutive equation for Estimation of Sheet Metal Forming. IDDRG, Sheet Metal Forming beyond 2000, Brussels: 433–442
- /Yun05/ Yun JW (2005) Stoffflussregelung beim Tiefziehen mittels eines optischen Sensors und eines Fuzzy-Reglers. Dissertation, Universität Hannover
- /Zie99/ Ziegler MC (1999) Schwingende Niederhalterkräfte und Regelkreise beim Tiefziehen axialsymmetrischer Blechformteile, Beiträge zur Umform- technik, Bd. 19, Hrsg. K. Siegert, DGM- Informationsgesellschaft-Verlag Oberursel
- /Zue85/ Zünkler B (1985) Zur Problematik des Blechhalterdrucks beim Tiefziehen. Blech Rohre Profile, Band 32, Heft 7: 323–326

4 Massivumformung

4.1 Einteilung der Verfahren

Nach /DIN8582/ ist Umformen ein Fertigen durch bildsames, plastisches Ändern der Form eines festen Körpers, wobei sowohl die Masse als auch der Zusammenhalt beibehalten werden. Nach der Hauptbeanspruchung in den Umformzonen lassen sich die Umformverfahren in folgende Gruppen einteilen (vgl. Kap. 1.2):

- Druckumformen,
- Zugdruckumformen,
- Zugumformen,
- Biegeumformen,
- Schubumformen.

Massivumformung bedeutet in diesem Zusammenhang die Umformung von Rohteilen, die im Gegensatz zur Blechumformung in allen drei Raumrichtungen ähnliche Abmessungen aufweisen /DIN8582/. Die bedeutendsten Verfahren der Massivumformung mit ihren Merkmalen sind in Abb. 4.1 dargestellt.

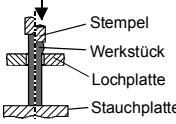
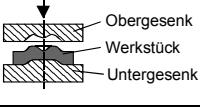
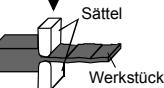
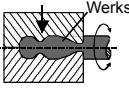
Grundverfahren	Umformverfahren	Darstellung	Merkmale
Stauchen	Anstauchen	 Stempel Werkstück Lochplatte Stauchplatte	Stauchen, um örtliche Stoffanhäufungen am Werkstück zu erhalten
	Formstauchen	 Obergesenk Werkstück Untergesenk	Formgebung im Gesenk
	Recken	 Sättel Werkstück	Freiformverfahren zur schrittweisen Verminderung der Dicke eines Werkstückes
	Reckstauchen	 Werkstück	Ein Werkstück wird unter Dehnung im Gesenk umgeformt

Abb. 4.1a Übersicht über Verfahren der Massivumformung

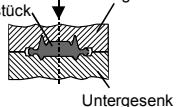
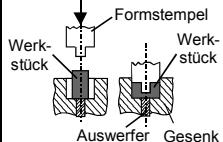
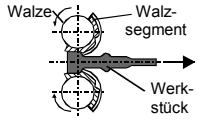
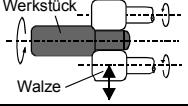
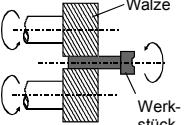
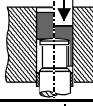
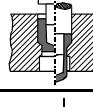
Grundverfahren	Umformverfahren	Darstellung	Merkmale
Schmieden	Formpressen mit Grat	 <p>Werkstück Obergesenk Untergesenk</p>	Gesenkformen mit ganz umschlossenem Werkstück, wobei überschüssiger Werkstoff durch den Gratspalt fließt
	Formpressen ohne Grat	 <p>Werkstück Formstempel Werkstück Auswerfer Gesenk</p>	Gesenkformen mit ganz umschlossenem Werkstück, kein Werkstoff kann abfließen
Walzen	Längswalzen	 <p>Walze Walzsegment Werkstück</p>	Das Walzgut wird senkrecht zu den Walzachsen durch den Walzspalt bewegt
	Querwalzen	 <p>Werkstück Walze</p>	Das Walzgut wird ohne Bewegung in Achsrichtung um die eigene Achse gedreht
	Schrägwalzen	 <p>Walze Werkstück</p>	Das Walzgut wird um die eigene Achse gedreht, wobei eine Axialbewegung des Werkstückes bei Walzenschrägstellung nur durch Längsvorschub zustande kommt
Fließpressen	Voll-Vorwärts-Fließpressen		Ein Werkstück wird durch eine Matrize gepresst
	Napf-Vorwärts-Fließpressen		Ein Vollkörper wird über einen feststehenden Unterstempel zu einem Napf geformt
	Hohl-Vorwärts-Fließpressen		Aus einem Napf (Hülse) wird ein Napf (Hülse) mit verminderter Wandstärke hergestellt
	Napf-Rückwärts-Fließpressen		Aus einem Vollkörper wird ein Napf hergestellt. Die formgebende Werkzeugöffnung wird durch Pressbuchse und Stempel gebildet

Abb. 4.1b Übersicht über Verfahren der Massivumformung

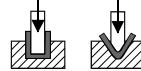
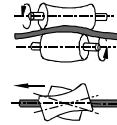
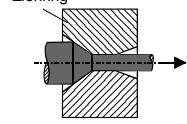
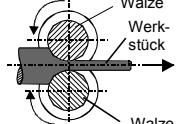
Grundverfahren	Umformverfahren	Darstellung	Merkmale
Strangpressen	Voll-Vorwärts-Strangpressen	vgl. Fließpressen	Ein vom Aufnehmer umschlossener Block wird durch eine Matrize gedrückt. Der Werkstoff bewegt sich in Wirkrichtung der Maschine
	Voll-Rückwärts-Strangpressen	vgl. Fließpressen	Der Werkstofffluss ist gegen die Wirkrichtung der Maschine gerichtet
Biegen	Walzrunden		Ein Werkstück wird durch eine Walzenanordnung geleitet und gebogen
	Gesenkbiegen		Das Werkstück wird der Gesenkform entsprechend gebogen
	Walzrichten		Stangen (Stäbe) laufen durch eine Walzenanordnung und werden durch mehrfaches Biegen gerichtet
	Schwenkbiegen		Verfahren zum Abkanten entlang einer ebenen Werkzeugkante
Durchziehen	Gleitziehen		Ein Werkstück wird durch eine in Ziehrichtung verengte Werkzeugöffnung gezogen
	Walzziehen		Ein Werkstück wird durch eine Öffnung gezogen, die von zwei oder mehr Walzen gebildet wird

Abb. 4.1c Übersicht über Verfahren der Massivumformung

4.2 Stauchen

Das Stauchen ist eines der wichtigsten Umformverfahren der Massivumformung. Es gehört nach /DIN8583/ zu den Freiformverfahren, bei denen die Werkstückhöhe verringert wird. Das Verdrängen von Material aus der Höhe des Werkstücks führt zu einer Verbreiterung des Werkstücks senkrecht zur Umformkraft (**Abb. 4.2, links**). Das Anstauchen (**Abb. 4.2, rechts**) dient der Herstellung einer örtlichen Stoffanhäufung an einem Werkstück.

In Abhängigkeit von den Reibungsverhältnissen zwischen Stempel und Werkstück baucht das Werkstück während des Stauchvorgangs aus oder bleibt zylindrisch (vgl. Abb. 4.17, S. 489).

4.2.1 Kenngrößen beim Stauchen

Für das Stauchen ergibt sich der maximale Umformgrad φ , d.h. die Hauptformänderung φ_{\max} (analog zu Kap. 2.2) zu:

$$\varphi_{\max} = \varphi_h = \ln \frac{h_1}{h_0}. \quad (4.1)$$

h_0 : Ausgangshöhe der Probe
 h_1 : Höhe der gestauchten Probe

Ein in der Praxis häufig verwendetes Maß für die Größe der Formänderung ist die bezogene Höhenänderung ε_h /VDI3171/:

$$\varepsilon_h = \frac{h_0 - h_1}{h_0}. \quad (4.2)$$

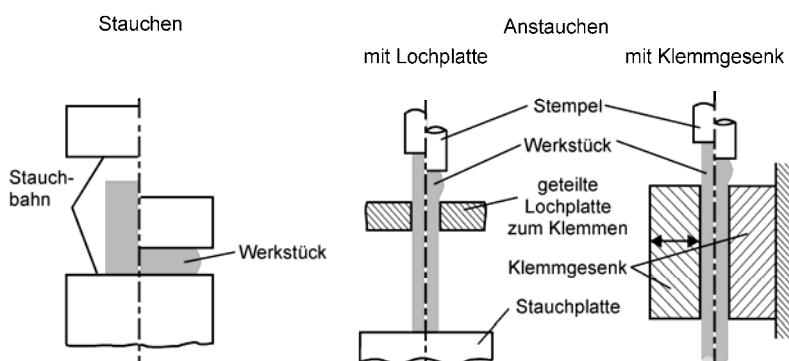


Abb. 4.2 Stauchen (links) und Anstauchen (rechts) /DIN8583/

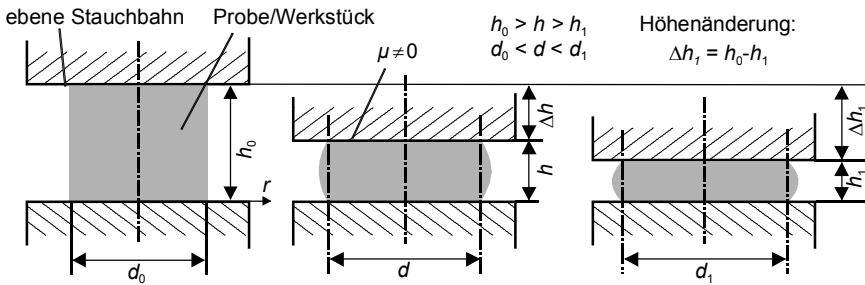


Abb. 4.3 Schematisches reibungsbehaftetes Stauchen: Ausgangszustand links, Augenblickszustand mitte, Endzustand rechts

In diesem Fall ist ε_h eine auf die Längenmaße des Bauteils bezogene Dehnung (ähnlich $\varphi = \ln h_1/h_0$). Diese Definition ist nicht zu verwechseln mit der lokalen Dehnung du/dx , welche für die Berechnung umformtechnischer Prozesse mit der Finite-Elemente-Methode angewandt wird (s. Kap. 2.5.1.3).

Allgemein gilt bei der Umformung das Prinzip der *Volumenkonstanz* (vgl. Kap. 2.2). Dies bedeutet, dass sich das Volumen während der Umformung nicht ändert (Abb. 4.3):

Beispiel für eine zylindrische Probengeometrie:

$$h_0 \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d_0^2 = h_1 \cdot \frac{\pi}{4} d_1^2 = V = \text{konst.} \quad (4.3)$$

V : Probenvolumen

Indizes: 0 – Ausgangszustand

h : Probenhöhe

1 – Zustand nach der Umformung

d : Probendurchmesser

Für die Summe der Umformgrade gilt entsprechend (vgl. Kap. 2.2):

$$\varphi_h + \varphi_r + \varphi_t = 0. \quad (4.4)$$

Aufgrund der Axialsymmetrie werden bei zylindrischen Proben Polarkoordinaten verwendet (Abb. 4.4). Für die Umformgrade zylindrischer Proben gilt:

$$\text{Umformgrad in Probenhöhe} \quad \varphi_h = \ln \frac{h_1}{h_0}; \quad (4.5)$$

$$\text{Umformgrad radial} \quad \varphi_r = \ln \frac{r_1}{r_0}; \quad (4.6)$$

$$\text{Umformgrad tangential} \quad \varphi_t = \ln \frac{\vartheta_1 \cdot r_1}{\vartheta_0 \cdot r_0} = \ln \frac{r_1}{r_0} = \varphi_r. \quad (4.7)$$

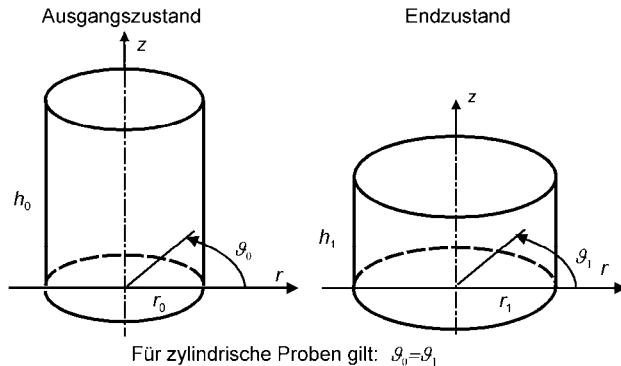


Abb. 4.4 Verwendung von Polarkoordinaten bei zylindrischen Proben aufgrund der Axialsymmetrie

Wegen $\varphi_r = \varphi_t$ und $\vartheta_l = \vartheta_0$ ist somit der maximale Umformgrad aufgrund der Volumenkonstanz $\varphi_h = \varphi_{\max} = -2 \varphi_r$.

4.2.2 Spannungsverhältnisse beim Stauchen

Die Spannungen σ_z an den Berührflächen von Werkzeug und Werkstück sind von der Fließspannung, der Orts-Koordinate, der Werkstückform (Verhältnis Durchmesser zu Höhe) und den Reibungsbedingungen abhängig.

In der elementaren Plastizitätstheorie lassen sich die Spannungsverläufe für zylindrische Körper wie in Abb. 4.5 gezeigt darstellen. Die Herleitung erfolgte in Kap. 2.5.1.1.

Am häufigsten wird der vereinfachte Spannungsverlauf nach Siebel (Abb. 4.5, Mitte) angewendet, der sich aus der Reihenentwicklung des analytischen Spannungsverlaufs (Abb. 4.5, rechts) ergibt /Sie32/.

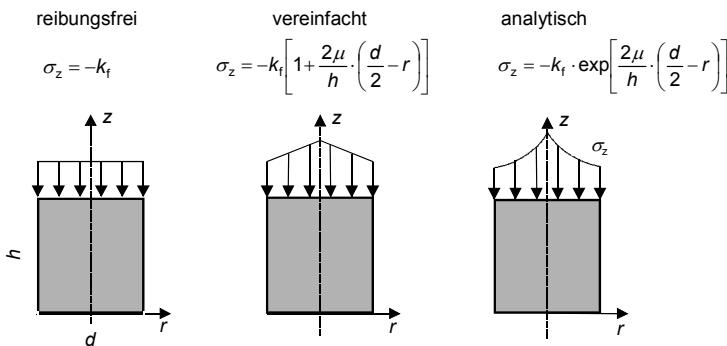


Abb. 4.5 Normalspannungsverläufe σ_z der elementaren Plastizitätstheorie

Die Exponentialfunktion kann durch eine Reihenentwicklung dargestellt werden, wobei gilt:

$$\exp(x) = e^x \quad (4.8)$$

mit

$$x = \left[\frac{2\mu}{h} \left(\frac{d}{2} - r \right) \right] \quad (4.9)$$

und damit

$$\sigma_z = -k_f \exp(x) \quad (4.10)$$

bzw.

$$\sigma_z = -k_f e^x \quad (4.11)$$

mit

$$e^x = \exp(x) = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{x^n}{n!} = \frac{x^0}{0!} + \frac{x^1}{1!} + \frac{x^2}{2!} + \frac{x^3}{3!} + \frac{x^4}{4!} + \dots \quad (4.12)$$

In dieser Reihenentwicklung werden die Glieder höherer Ordnung vernachlässigt, somit reduziert sich die Reihe auf

$$e^x = \exp(x) = \frac{x^0}{0!} + \frac{x^1}{1!} = 1 + x. \quad (4.13)$$

Daraus ergibt sich die vereinfachte Darstellung

$$\sigma_z = -k_f \left[1 + 2 \cdot \frac{\mu}{h} \cdot \left(\frac{d}{2} - r \right) \right]. \quad (4.14)$$

Bei rotationssymmetrischen Stauchvorgängen zwischen ebenen Bahnen werden zwei charakteristische Typen von Normalspannungsverläufen σ_z beobachtet (Abb. 4.6) /Löw71/.

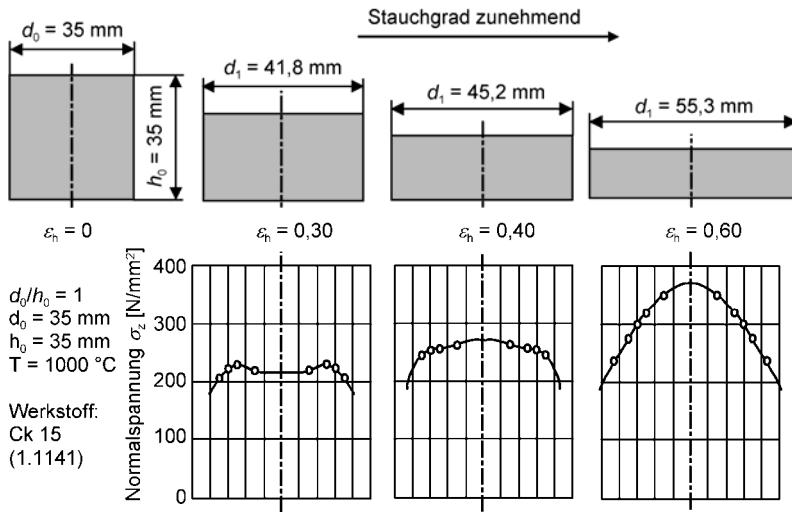


Abb. 4.6 Gemessene Normalspannungen σ_z beim Stauchen von zylindrischen Proben aus Stahl (Kurbelpresse) /Löw71/

- Bei kleinen Verhältnissen d/h und kleinen Umformgraden erfährt σ_z eine Überhöhung am Probenrand.
 - Bei großen Verhältnissen d/h_h und großen Umformgraden verläuft σ_z eher glockenförmig mit einem Maximum in der Probenmitte bei $r = 0$.
- Bei dem Kaltstauchen von Aluminium ergeben sich ähnliche Verläufe für σ_z (Abb. 4.7) /Vat65/.

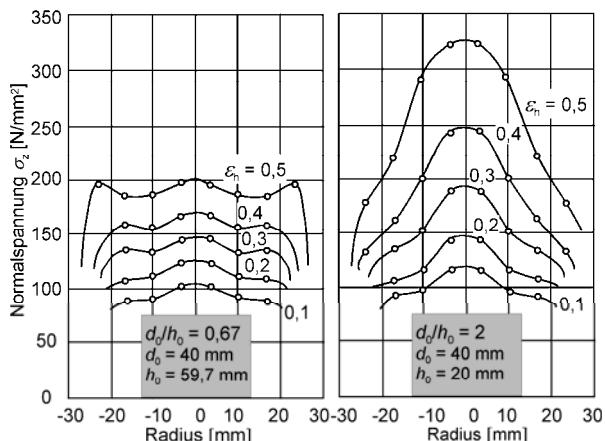


Abb. 4.7 Verlauf der Normalspannung σ_z an den Stirnflächen beim Stauchen zylindrischer Proben aus Al99,5 bei unterschiedlichen Ausgangshöhen (Umformtemperatur 20 °C) /Vat65/

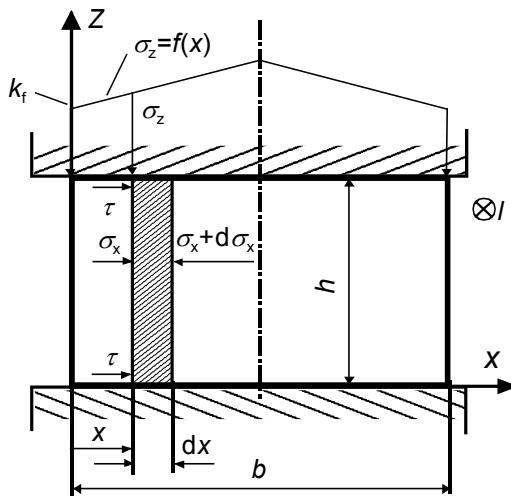


Abb. 4.8 Theoretische Betrachtung zur Ermittlung des Verlaufs der Normalspannung σ_z über der vertikalen Schnittfläche eines unendlich langen rechteckigen Streifens

4.2.2.1 Spannungszustand beim Stauchen eines unendlich langen rechteckigen Streifens

Im Folgenden wird die Herleitung des Spannungsverlaufs σ_z an den Berührflächen von Werkzeug und Werkstück beim Stauchen eines rechteckigen Körpers mit der Breite b und einer unendlichen Länge l (Abb. 4.8) dargelegt. Dabei wird ein Streifen mit der Breite dx betrachtet. Für diesen Streifen liegt ein ebener Formänderungszustand vor, da die Formänderung in Richtung der Werkstücklänge l gleich Null ist.

Aufstellung des Kräftegleichgewichts für eine streifenförmige Fläche in x -Richtung (Abb. 4.8): $dx \cdot h$

$$(\sigma_x + d\sigma_x) \cdot h - \sigma_x \cdot h - 2\tau \cdot dx = 0. \quad (4.15)$$

Durch Vereinfachung nach Siebel:

$$\tau = \mu \cdot k_f \text{ statt } \tau = \mu \cdot \sigma_z \quad (4.16)$$

Einsetzen und umformen:

$$d\sigma_x \cdot h - 2\mu \cdot k_f \cdot dx = 0 \quad (4.17)$$

und damit

$$d\sigma_x = 2\mu \cdot k_f \cdot \frac{1}{h} \cdot dx. \quad (4.18)$$

Auflösen der Differenzialgleichung:

$$\sigma_x = 2 \cdot \frac{\mu}{h} \cdot k_f \cdot x + C \quad (4.19)$$

Fließkriterium nach Tresca (Fließhypothesen nach Tresca, vgl. Kap. 2.5.3.8):

$$\sigma_v = k_f = \sigma_I - \sigma_{III} \quad (4.20)$$

hier:

$$k_f = \sigma_x - \sigma_z. \quad (4.21)$$

Damit ergibt sich für den Verlauf der Drucknormalspannung σ_z in der xz-Ebene für rechteckige Körper für $0 \leq x \leq b/2$:

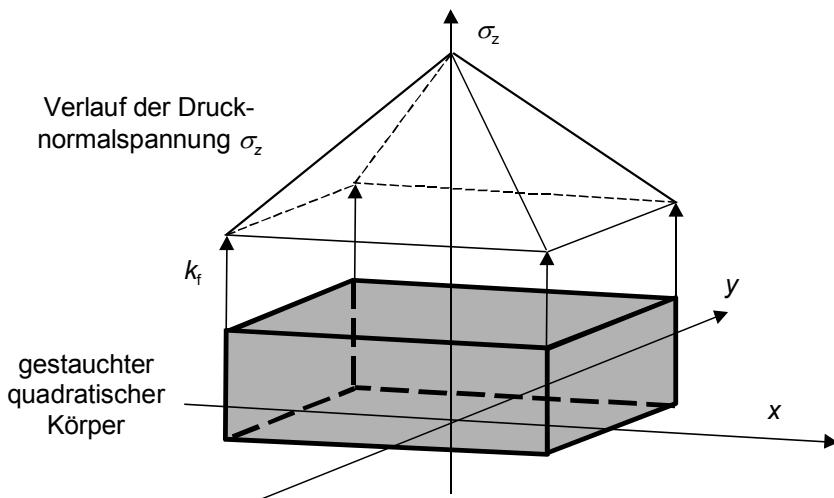


Abb. 4.9 Verlauf der Drucknormalspannung σ_z bei quadratischen Körpern

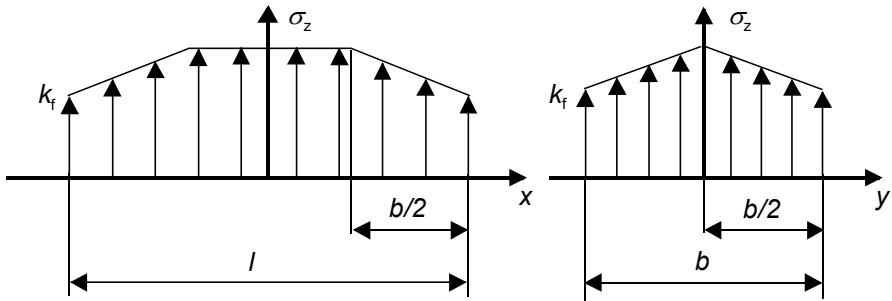


Abb. 4.10 Normalspannungsverläufe σ_z bei rechteckigen Körpern mit der Länge l und der Breite b (nach /Sto68/)

$$\sigma_z = -k_f \left(1 + 2 \cdot \frac{\mu}{h} \cdot x \right). \quad (4.22)$$

Dieser Zusammenhang wird auch auf Fälle angewandt, bei denen die Voraussetzung eines ebenen Spannungszustands nicht gilt. Bei quadratischen Körpern ergibt sich der gleiche Verlauf der Drucknormalspannung σ_z in der yz -Ebene (s. Abb. 4.9). Es ergibt sich ein pyramidenförmiger Verlauf der Drucknormalspannung, der um die Fließspannung k_f verschoben ist.

Bei rechteckigen Körpern mit der Länge l und der Breite b kann dann von den in Abb. 4.10 gezeigten Verhältnissen ausgegangen werden /Sto68/.

4.2.2.2 Berechnung der Umformkraft beim Stauchen zylindrischer Körper

Die Herleitung des vom Ort abhängigen Spannungsverlaufes, wie er beim Stauchen in der Stauchbahn auftritt, wurde im Kap. 2.5.5.1 für zylindrische Körper gezeigt. Die vereinfachte Beziehung nach Abb. 4.5 lautet:

$$\sigma_z = -k_f \left[1 + 2 \cdot \frac{\mu}{h} \cdot \left(\frac{d}{2} - r \right) \right]. \quad (4.23)$$

Hierbei handelt es sich um den Normalspannungsverlauf nach Siebel, der mittels der elementaren Plastizitätstheorie ermittelt wird /Sie32/.

Die Umformkraft wird daraus durch Integration des Spannungsverlaufs über der gedrückten Fläche A (Abb. 4.11) berechnet:

$$F_z = \int_A \sigma_z dA. \quad (4.24)$$

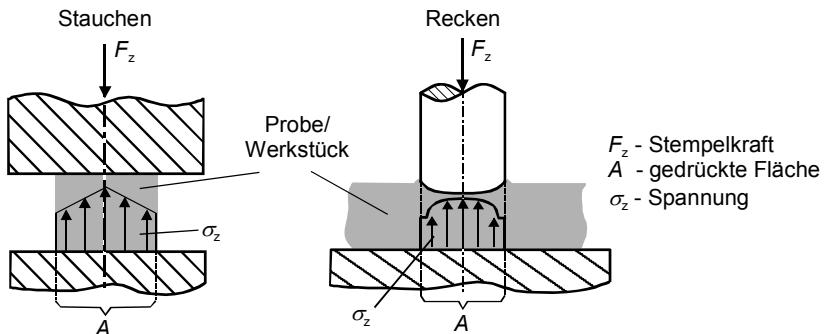


Abb. 4.11 Gedrückte Fläche A beim Stauchen und beim Recken

Daraus ergibt sich die Stempelkraft beim Stauchen zylindrischer Werkstücke wie folgt (vgl. Kap. 2.5.5.1):

$$F_z = A \cdot k_f \left(1 + \frac{1}{3} \cdot \mu \cdot \frac{d}{h} \right). \quad (4.25)$$

Die Stempelkraft wird in einen Umformanteil F_{id} und einen Reibanteil F_R unterteilt:

$$F_z = F_{id} + F_R \quad (4.26)$$

mit

$$F_{id} = A \cdot k_f \quad \text{und} \quad F_R = A \cdot k_f \cdot \frac{1}{3} \mu \cdot \frac{d}{h}. \quad (4.27)$$

4.2.2.3 Berechnung der Umformkraft beim Stauchen quadratischer Körper

In Kap. 4.4.2.1 wurde der Verlauf der Drucknormalspannung σ_z für quadratische und für rechteckige Körper hergeleitet. Bei quadratischen Körpern liegt ein pyramidenförmiger Spannungsverlauf vor (Abb. 4.9).

Die Gesamtkraft nach Gl. (4.24) entspricht somit dem Volumen, das durch die in Abb. 4.9 dargestellten Spannungen gebildet wird. Das Volumen besteht aus einem Quader, entsprechend dem Kraftanteil für die Umformung F_{id} und einer Pyramide $V = 1/3 \cdot b^2 \cdot h$, entsprechend dem Reibanteil F_R . Zur Bestimmung der Höhe der Pyramide muss die größte Spannung im Zentrum der Pyramide berechnet werden, diese liegt bei $x = b/2$ und beträgt somit:

$$\sigma_{z,\max,Reib}(x = l/2) = -k_f \cdot \frac{\mu}{h} \cdot b. \quad (4.28)$$

Die Gesamtkraft für die gedrückte Fläche b^2 beträgt damit:

$$F_{\text{ges}} = F_{\text{id}} + F_R \quad (4.29)$$

$$F_{\text{ges}} = -k_f \cdot b^2 - \frac{1}{3} \cdot k_f \cdot \frac{\mu}{h} \cdot b^3. \quad (4.30)$$

Somit beträgt die Gesamtkraft beim Stauchen quadratischer Körper mit der Seitenlänge b und der Höhe h :

$$F_{\text{ges}} = -k_f \cdot b^2 \left(1 + \frac{1}{3} \cdot \frac{\mu}{h} \cdot b \right). \quad (4.31)$$

Es ist ersichtlich, dass die Gl. (4.31) und Gl. (4.25) weitgehend übereinstimmen

Beispiel zur Kraftberechnung:

Ein Bolzen aus C15 (1.0401) wird durch Anstauchen (Kaltstauchen) mit einem zylindrischen Kopf versehen (Abb. 4.12).

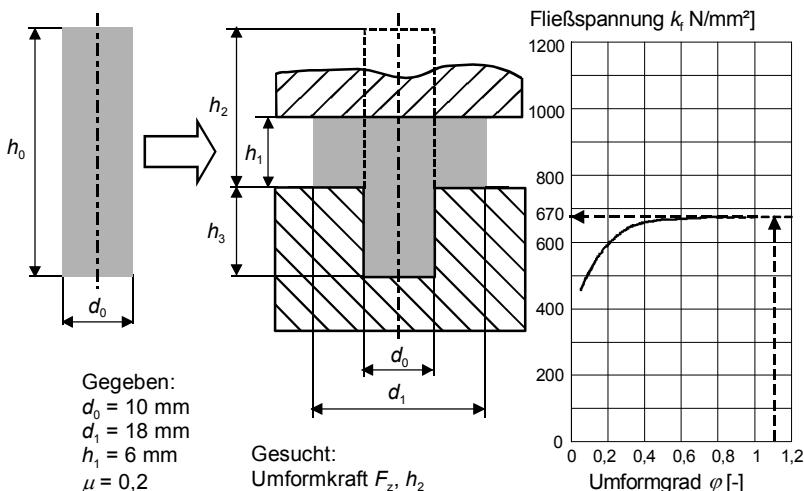


Abb. 4.12 Beispiel: Anstauchen eines Kopfs an einen Bolzen und Fließspannung für C15 (1.0401) bei Raumtemperatur

Gesucht sind:

- die Ausgangshöhe h_2 des umgeformten Bereichs,
- die Umformkraft F_z .

Höhe h_3 bleibt unverändert, da dieser Bereich vom Werkzeug eingefasst wird.

$$\text{Mit Volumenkonstanz gilt: } \frac{\pi \cdot d_0^2}{4} h_2 = \frac{\pi \cdot d_1^2}{4} h_1. \quad (4.32)$$

Umformen nach h_2 ergibt die Ausgangshöhe:

$$h_2 = h_1 \cdot \frac{d_1^2}{d_0^2} = 6 \cdot \frac{18^2}{10^2} \text{ mm} = \underline{19,44 \text{ mm}} \quad (4.33)$$

mit einem Umformgrad von

$$\varphi = \ln \frac{h_1}{h_2} = \ln 0,309 = -1,176 \quad (4.34)$$

Aus der Fließkurve wird für $|\varphi| = 1,176$ die Fließspannung entnommen:

$$k_f = 670 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}.$$

Mit Gl. (4.25) ergibt sich die maximale Umformkraft:

$$F_z = A \cdot k_f \left(1 + \frac{1}{3} \mu \cdot \frac{d}{h} \right) \quad (4.35)$$

$$= \left(\frac{\pi}{4} \right) \cdot 18^2 \cdot \text{mm}^2 \cdot 670 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot \left[1 + \left(\frac{1}{3} \right) \cdot 0,2 \cdot \left(\frac{18}{6} \right) \right] = \underline{204,6 \text{ kN}} \approx 20,46 \text{ t.}$$

4.2.3 Umformarbeit

Die Umformarbeit W berechnet sich aus der Umformkraft F_z integriert über den Stauchweg:

$$W = \int_{h_0}^{h_1} F_z \cdot dh. \quad (4.36)$$

Die Umformkraft F_z beträgt nach Gl. (4.25)

$$F_z = A \cdot k_f \left(1 + \frac{1}{3} \mu \cdot \frac{d}{h} \right)$$

und berücksichtigt sowohl den ideellen als auch den Reibungsanteil der Gesamtkraft F_z . Somit wird die Umformarbeit W :

$$W = \int_{h_0}^{h_1} A \cdot k_f \left(1 + \frac{1}{3} \mu \cdot \frac{d}{h} \right) \cdot dh. \quad (4.37)$$

Jedoch ist bei der Lösung des Integrals zu berücksichtigen, dass sich die gedrückte Fläche $A = A(h)$ und der Durchmesser $d = d(h)$ beim Stauchen verändern (s. auch Abb. 4.148). Mit der Volumenkonstanz nach Gl. (4.3) kann die Fläche aus der veränderlichen Höhe h und dem Durchmesser d berechnet werden.

$$h_0 \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d_0^2 = h \cdot \frac{\pi}{4} d^2 = V = \text{konst.} \quad (4.38)$$

Danach wird:

$$d(h)^2 = \frac{h_0}{h} d_0^2 \quad \text{bzw.} \quad d(h) = \sqrt{\frac{h_0}{h}} \cdot d_0 \quad (4.39)$$

und auch

$$A(h) = \frac{\pi}{4} d(h)^2 = \frac{\pi}{4} \frac{h_0}{h} \cdot d_0^2. \quad (4.40)$$

Dabei wird angenommen, dass stets ein ideal zylindrischer Körper vorliegt. Für die veränderliche Fläche $A = A(h)$ und den veränderlichen Durchmesser $d = d(h)$

wird Gl. (4.37) zu

$$W = \int_{h_0}^{h_1} A(h) \cdot k_f \left(1 + \frac{1}{3} \mu \cdot \frac{d(h)}{h} \right) \cdot dh. \quad (4.41)$$

In Gl. (4.41) werden die Gleichungen für $A = A(h)$ und $d = d(h)$ eingesetzt.

$$W = \int_{h_0}^{h_1} \frac{\pi}{4} d_0^2 \cdot \frac{h_0}{h} \cdot k_f \left(1 + \frac{1}{3} \mu \cdot \frac{1}{h} \cdot d_0 \cdot \sqrt{\frac{h_0}{h}} \right) \cdot dh \quad (4.42)$$

$$W = \frac{\pi}{4} d_0^2 \cdot h_0 \cdot k_f \int_{h_0}^{h_1} \frac{1}{h} \cdot dh + \frac{\pi}{4} d_0^2 h_0 \cdot k_f \cdot \frac{1}{3} \mu \cdot d_0 \cdot \sqrt{h_0} \int_{h_0}^{h_1} \frac{1}{h^2 \cdot \sqrt{h}} \cdot dh \quad (4.43)$$

$$\begin{aligned} W &= \frac{\pi}{4} d_0^2 \cdot h_0 \cdot k_f \cdot \ln \frac{h_1}{h_0} + \\ &\quad \frac{\pi}{4} d_0^2 \cdot h_0 \cdot k_f \cdot \frac{1}{3} \mu \cdot d_0 \cdot \sqrt{h_0} \cdot \left(-\frac{2}{3} \right) \cdot \left(\frac{1}{h_1 \cdot \sqrt{h_1}} - \frac{1}{h_0 \cdot \sqrt{h_0}} \right) \end{aligned} \quad (4.44)$$

$$W = \frac{\pi}{4} d_0^2 \cdot h_0 \cdot k_f \cdot \left[\ln \frac{h_1}{h_0} + \frac{2}{9} \mu \cdot d_0 \cdot \sqrt{h_0} \left(\frac{1}{h_0 \cdot \sqrt{h_0}} - \frac{1}{h_1 \cdot \sqrt{h_1}} \right) \right] \quad (4.45)$$

Bei der Berechnung muss beachtet werden, dass sich die Fließspannung k_f während der Umformung verändert. Eine mittlere Fließspannung k_{fm} kann analytisch nach Abb. 4.13 ermittelt werden.

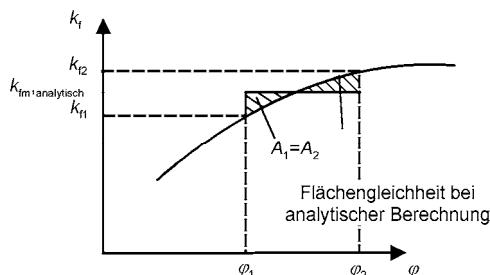


Abb. 4.13 Berechnung der mittleren Fließspannung k_{fm} , analytisch und grafische Erläuterung der Vorgehensweise

Im praktischen Anwendungsfall ist es jedoch ausreichend, den Mittelwert der Fließspannung k_{fm} zu Beginn und zum Ende der Umformung zu verwenden:

$$k_{fm} = \frac{1}{2}(k_{f1} + k_{f2}). \quad (4.46)$$

Beispiel zur Berechnung der Umformarbeit:

Der Bolzen aus C15 (1.0401) aus Abb. 4.12 wird durch Anstauchen (Kaltstauchen) mit einem zylindrischen Kopf versehen. Wie groß ist die gesamte Umformarbeit?

Hier wird Gl. (4.45) verwendet, alle erforderlichen Größen sind in Abb. 4.12 und durch die Berechnung der Umformkraft gegeben. Unter Berücksichtigung von φ_1 und φ_2 wird mit einer mittleren Fließspannung von $k_{fm} = 560 \text{ N/mm}^2$ gerechnet. Die erforderlichen Größen werden in Gl. (4.45) eingesetzt. Die Umformarbeit für das Anstauchen des Kopfs an den Bolzen beträgt $W = 658 \text{ Nm}$.

Die berechnete gesamte Umformarbeit von $W = 658 \text{ Nm}$ entspricht der Arbeit, um den umgeformten Bereich des Bolzens mit einer Masse von 39,4 g in eine Höhe von etwa 1.425 m zu heben.

4.2.4 Verfahrensgrenzen beim Stauchen

4.2.4.1 Ausknicken des Werkstücks

Bei großen Verhältnissen von Werkstückhöhe zu Werkstückdurchmesser kann beim Stauchen das Werkstück ausknicken. Um ein Ausknicken des Werkstücks zu verhindern, darf ein maximales Stauchverhältnis s nicht überschritten werden. Bestandteile des Stauchverhältnisses sind die Werkstückhöhe h_0 und der Ausgangsdurchmesser d_0 des Werkstücks. Bei langen Werkstücken wird auch l_0 statt h_0 verwendet /VDI3171/:

$$s = \frac{h_0}{d_0} = \frac{l_0}{d_0}. \quad (4.47)$$

h_0 bzw. l_0 : Werkstückhöhe
 d_0 : Ausgangsdurchmesser

Beim Stauchen zwischen ebenen Bahnen sind Stauchverhältnisse von $s = 1,8\text{--}2,0$ zulässig. Bei eingespannten Werkstücken wie beim Kopfanstauchen (vgl. Abb. 4.14, rechts) sind Stauchverhältnisse bis $s = 2,3$ möglich. Bei größeren Stauchverhältnissen sind ein oder mehrere Vorstauchoperationen (Abb. 4.14) erforderlich, um eine örtliche Stoffanhäufung zu erzeugen und im zweiten bzw. letzten Stauchvorgang die gewünschte Form herzustellen /VDI3171/.

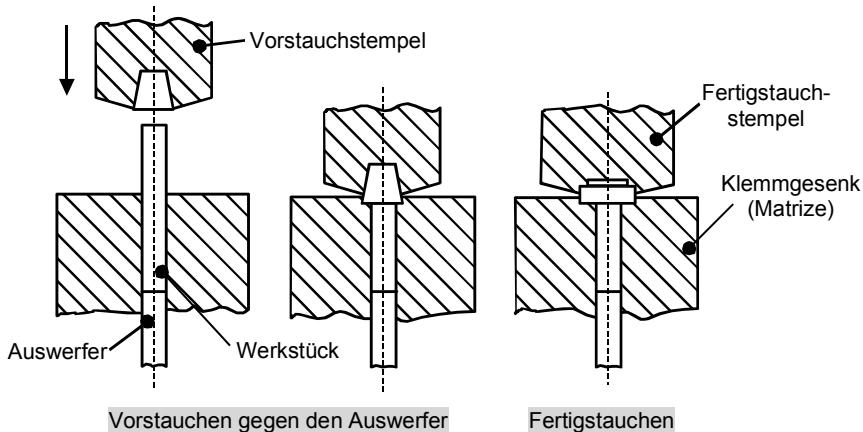


Abb. 4.14 Vorstauchen, um ein Ausknicken des Werkstücks zu verhindern

4.2.4.2 Große Stauchkräfte

Wird eine große Ausgangshöhe zu einem sehr flachen Werkstück gestaucht, treten große Kräfte auf. Nachfolgend wird eine Beispielrechnung für den Bereich der Warmumformung (Abb. 4.15) aufgezeigt.

Die Rechnungen werden für ein auf 1000 °C erwärmtes zylindrisches Teil durchgeführt (Warmumformung, Abb. 4.15, rechts), das gestaucht wird:

Beispiel zur Berechnung der Stauchkräfte

Wie verhalten sich die Stauchkräfte?

- Stauchkraft zu Beginn der Umformung ($h = h_0$)
- Stauchkraft bei Stauchen auf das 0,5-fache der Ausgangshöhe ($h = h_1$)
- Stauchkraft bei Stauchen auf das 0,1-fache der Ausgangshöhe ($h = h_2$)

a) Stauchkraft zu Beginn der Umformung

Für die Stauchkraft allgemein gilt Gl. (4.25):

$$F_z = A \cdot k_f \left(1 + \frac{1}{3} \mu \cdot \frac{d}{h} \right) = \frac{\pi d^2}{4} \cdot k_f \left(1 + \frac{1}{3} \mu \cdot \frac{d}{h} \right).$$

Einsetzen der Werte aus Abb. 4.15 ergibt für $\mu = 0,2$ und $k_f = 200 \text{ N/mm}^2$

$$F_{z, \text{Anfang}} = 151,9 \text{ kN}.$$

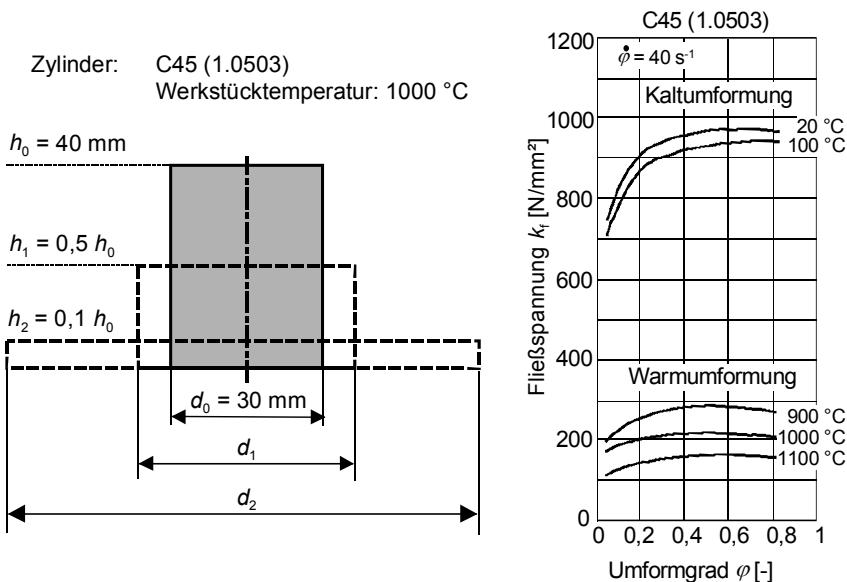


Abb. 4.15 Berechnung der Stauchkraft bei unterschiedlichen Umformgraden für den Bereich der Warmumformung mit Stauchen auf das 0,5-fache und das 0,1-fache der Ausgangshöhe

b) *Stauchkraft bei Stauchen auf das 0,5-fache der Ausgangshöhe*

Durch das Stauchen vergrößert sich die gedrückte Fläche A auf dem Proben-durchmesser d_1 , der mithilfe der Volumenkonstanz Gl. (4.3) berechnet werden kann:

$$h_0 \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d_0^2 = h_1 \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d_1^2 = V = \text{konst.} \quad (4.48)$$

Auflösen nach Durchmesser d_1 :

$$d_1 = \sqrt{\frac{h_0}{h_1}} \cdot d_0 \quad (4.49)$$

und somit hier bei Stauchung auf 50 % der Ausgangshöhe, also

$$h_1 = 0,5 \cdot h_0 \quad \Rightarrow \quad d_1 = \sqrt{2} \cdot d_0. \quad (4.50)$$

Die Stauchkraft wird mit den gleichen Werten für $\mu = 0,2$ und $k_f = 200 \text{ N/mm}^2$ berechnet. Es ergibt sich beim Stauchen auf 50 % der Ausgangshöhe:



Abb. 4.16 Werkstückversagen beim Stauchen mit Rissbildung (links), Erweiterung der Formänderungsgrenzen durch Überlagerung mit hydrostatischem Druck während der Umformung (Umformung bei 20 °C, Werkstoff: AlZnMgCu1,5 EN AW-7075)

$$F_{z,50\%} = 322,7 \text{ kN}.$$

c) *Stauchkraft bei Stauchen auf das 0,1-fache der Ausgangshöhe*

Der vergrößerte Probendurchmesser und die gedrückte Fläche werden analog wie in b) berechnet. Bei einer Stauchung auf 10 % der Ausgangshöhe wird:

$$h_2 = 0,1 \cdot h_0$$

und

$$d_2 = \sqrt{10 \cdot d_0}.$$

Es ergibt sich bei Stauchen auf 10 % der Ausgangshöhe

$$F_{z,10\%} = 3.647 \text{ kN}.$$

Dieses Beispiel macht deutlich, dass flache Teile (Pleuel, Turbinenschaufeln) einen großen Kraftbedarf bei der Umformung aufweisen.

4.2.4.3 Rissbildung beim Stauchen

Der erzielbare *maximale Umformgrad* ist durch das Formänderungsvermögen und beginnende Oberflächenfehler begrenzt. Abb. 4.16, links stellt das Auftreten einer Rissbildung durch unzureichendes Formänderungsvermögen des Werkstoffs dar. Es treten Risse unter einem Winkel von 45° zur Stauchrichtung auf. Ein solches Versagen kann durch Aufteilung des Stauchvorgangs in mehrere Stufen mit Zwischenglühen (Rekristallisationsglühen) vermieden werden oder die Umformung ist bei höheren Werkstücktemperaturen und damit einhergehend niedrigeren Fließspannungen durchzuführen (s. Kap. 2.1.1.5).

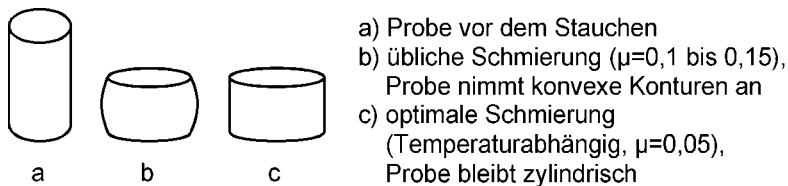


Abb. 4.17 Reibungseinfluss beim Stauchversuch /Doe86/

Eine weitere Möglichkeit zur Steigerung des Formänderungsvermögens ist die Beaufschlagung des Werkstücks mit einem hydrostatischen Druck (Abb. 4.16, rechts, vgl. Kap. 2.5.1.3). Oberflächenfehler an Rohtenilen wie Walzriefen oder Ziehriefen können ebenfalls zum Versagen führen, da diese eine Rissbildung durch Kerbwirkung begünstigen.

4.2.5 Reibungseinfluss beim Stauchversuch

Durch den Einfluss der Reibung zwischen Probe und Stauchbahnen kann es beim Zylinderstauchversuch zu einer unerwünschten Abweichung der Probengestalt von der idealen Zylinderform kommen (Abb. 4.17). So wird bei üblicher Schmierung zwischen Probe und Stauchbahnen die radiale Ausbreitung der Probe an den Stirnseiten behindert und es kommt zu einer konvexen, d.h. tonnenförmigen Ausbauchung der Probe (Abb. 4.17b). Angestrebt wird die Beibehaltung der Zylinderform (Abb. 4.17c), um eine einachsige Formänderung im Versuch zu gewährleisten. Diese stellt eine notwendige Voraussetzung für eine sinnvolle Auswertung des Versuchs, z.B. die Aufnahme von Fließkurven im Plastometer, dar (s. Kap. 2.4) /Doe86/.

Alternativ zum einfachen Schmiermittelauflauf auf die Stirnflächen können die Stirnflächen auch mit schmiermittelgefüllten Ausdrehungen versehen werden (Stauchprobe nach Rastagaev, Abb. 4.18) /Pöh84/.

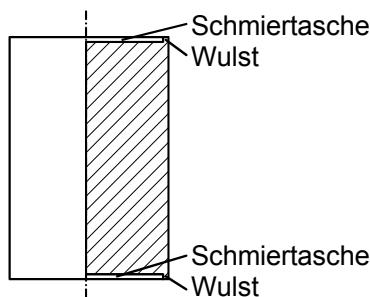


Abb. 4.18 Stauchprobe nach Rastagaev

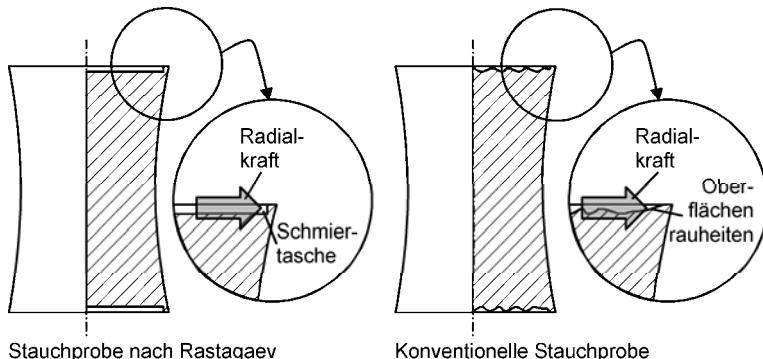


Abb. 4.19 Konkave Aufwölbung von Zylinderstauchproben bei zu starker Schmierung

Die Abmessungen dieser Schmiertaschen sind so zu wählen, dass sich die auf die Wulst der Ausdrehung wirkenden Radialkräfte mit den Reibkräften im Gleichgewicht befinden. Sind die Radialkräfte kleiner als die Reibkräfte, kommt es ebenfalls zu der oben beschriebenen konvexen Ausbauchung der Probe. Sind sie größer, werden die Reibkräfte überkompensiert, wodurch die Wulst der Ausdrehung radial nach außen gedrückt wird und die Probe eine konkave Gestalt annimmt /Pöh84/.

Der Fall einer konkaven Auswölbung kann nach Pöhlandt auch bei einer konventionellen Stauchprobe auftreten, wenn eine zu starke Schmierung (z.B. mit Teflon und einem zusätzlichen flüssigen Schmiermittel) vorliegt, d.h. die Stirnflächen der Probe durch den Schmierstoff vollständig von den Stauchbahnen getrennt werden /Pöh84/.

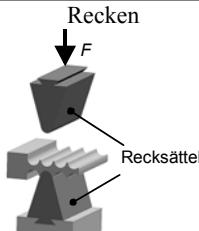
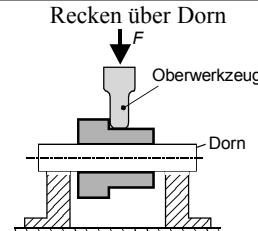
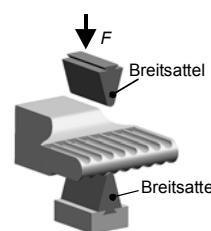
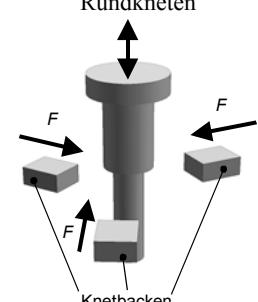
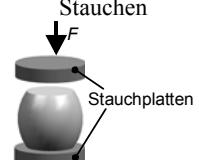
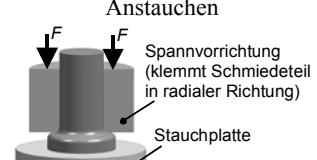
In diesem Fall stellen die Stirnflächen der Stauchproben freie Oberflächen dar, deren Rauheit durch ein umformbedingtes Austreten von Körnern während des Stauchversuchs stark ansteigt. Auf die entstehenden, rauheitsbedingten Erhöhungen auf den Stirnflächen wirken analog zu den Wülsten einer Rastagaev-Stauchprobe Radialkräfte, die ebenfalls eine konkave Aufwölbung der Probe verursachen (Abb. 4.19) /Pöh84, Wag65/.

4.3 Freiformschmieden

Das Freiformschmieden ist das älteste Schmiedeverfahren und wird heute vornehmlich zur Erzeugung von Vorformen für das Gesenkschmieden sowie für die Herstellung sehr großer Schmiedeteile angewendet.

Beim Freiformschmieden wird im Gegensatz zum Gesenkschmieden die Fertigform der Schmiedestücke ohne begrenzende Werkzeuge hergestellt. Die Fertigform entsteht durch geeignetes Führen des Schmiedestücks im Werkzeug (zwischen den Schmiedesätteln), während die Umformung selbst auf Druckanwendung beschränkt ist.

Tabelle 4.1 Verfahrensmerkmale des Freiformschmiedens

	Merkmale	
Grundlegende Umformvorgänge beim Freiformschmieden (Auswahl)	 Recken	 Recken über Dorn
Stoff verdrängen	 Breiten	 Rundkneten
Stoff anhäufen	 Stauchen	 Anstauchen
Werkzeuggrundformen	z.B.: rund, spitz gekerbt, flach und ballig	
Verfahrenscharakteristik	<ul style="list-style-type: none"> Werkzeuge nicht an die Endform des Schmiedestücks gebunden Lage des Werkstücks im Werkzeug veränderlich Umformung selbst ist auf Druckanwendung beschränkt Gestalterzeugung durch gezielte Werkstückbewegung und partielle oder integrale Umformung 	
Anwendungsbeispiele	<ul style="list-style-type: none"> Erzeugung eines porenfreien Gefüges (Durchschmieden von Gussgefüge) Vorformherstellung für Gesenkschmiedestücke 	
Bauteilmasse (Bereich)	ca. 1 kg bis 500 t	
Bauteile (Kap. 4.3.2)	Scheiben, Ringe, Wellen, Stangen, Blöcke usw.	
Anwendungsbereiche	Einzel- bis Kleinserienfertigung	

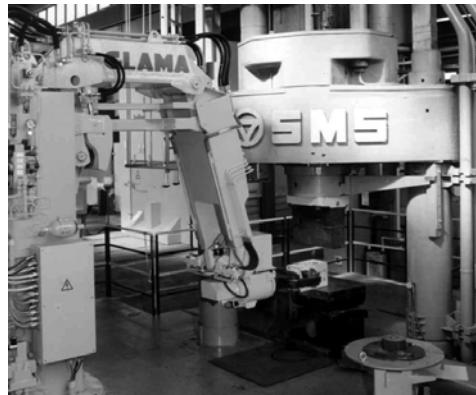


Abb. 4.20 Roboterunterstütztes Freiformschmieden, IBF, RWTH Aachen

Tabelle 4.1 gibt einen Überblick über die wesentlichen Merkmale des Freiformschmiedeverfahrens.

In Abb. 4.20 wird die automatisierte Herstellung kleiner Freiformschmiedeteile gezeigt (Masse bis 300 kg). In diesem Beispiel wird die Handhabung des Schmiedeteils von einem ölhydraulischem Schmiederoboter vorgenommen.

Die größten Schmiederoboter eignen sich für Rohteilmassen bis zu ca. 20 t /Bec00/. Vereinzelt werden Schmiederoboter eingesetzt, die die Schmiedestücke während der Umformung festhalten. Hier treten erhebliche Kräfte und Stöße auf, die sehr schnell zum Ausfall des Roboters führen können.

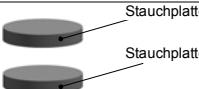
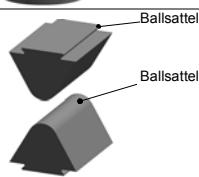
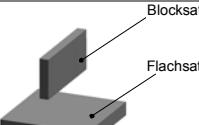
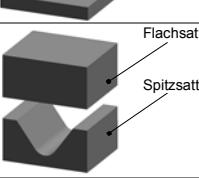
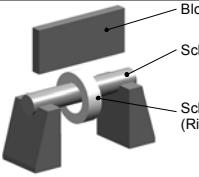
Das Problem der stoßartigen Belastungen (Beschleunigungen bis zu 25 g) beim Schmieden kann beispielsweise durch eine elastisch gelagerte Zange in Kombination mit einer Puffervorrichtung für große Wege gelöst werden /Tod96/.

Große Schmiedeteile werden mit speziellen Manipulatoren bewegt (Abb. 4.21). Die größten der modernen Manipulatoren werden auf Schienen verfahren und können Schmiedeteile bis zu einer Masse von 250 t handhaben.



Abb. 4.21 Manipulator mit einer Tragkraft von 25 t (Fa. Glama, Gladbeck)

Tabelle 4.2 Sattelformen und -kombinationen (Auswahl) für das Freiformschmieden

Sattelform bzw. -kombination	Zweck
 Stauchplatte Stauchplatte	Axialstauchen von Rohblöcken
 Ballsattel Ballsattel	Querstauchen von Quadrat- und Rechteckquerschnitten, wenn ein intensiver Werkstofffluss in Breiten- oder Längsrichtung erreicht werden soll (anschließend Schlichten erforderlich)
 Blocksattel Flachsattel	Universell anwendbar, vorzugsweise Axialstauchen, Querstauchen (Umschmieden von Rund- in Quadrat- und Rechteckquerschnitte; von Quadrat- und Rechteckquerschnitten in kleinere Quadratquerschnitte)
 Flachsattel Spitzsattel	Querstauchen (Umschmieden von Rundquerschnitten in kleinere Rundquerschnitte), axiales Stauchen von Hohlkörpern
 Blocksattel Schmiededorn Schmiedeteil (Ring)	Schmieden von Ringen

4.3.1 Sattelformen

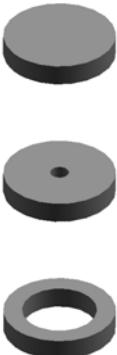
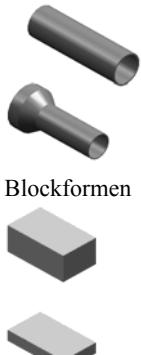
Die Werkzeuge für das Freiformschmieden heißen Sättel. Je nach gewünschter Art der Umformung werden verschiedene Sattelformen und -kombinationen eingesetzt. Eine Auswahl davon zeigt Tabelle 4.2.

4.3.2 Bauteilformen

Die erzeugten Formen der Freiformschmiedeteile werden nach ihrer geometrischen Grundform eingeteilt in (**Tabelle 4.3**):

- scheiben- und
- wellenförmige Produkte sowie
- Hohlkörper und
- Blockformen.

Tabelle 4.3 Typische Freiformschmiedeteile

Ausgewählte Formen von Freiformschmiedeteilen		
scheibenförmig	wellenförmig	Hohlkörper
		
		Blockformen

4.3.3 Vor- und Nachteile des Freiformschmiedens

Vorteile:

- Auch sehr große Schmiedestücke können umgeformt werden.
- Bei kleinen Losgrößen oder Einzelstücken ist die Wirtschaftlichkeit gegeben, da die Werkzeuge im Vergleich zu Gesenkschmiedewerkzeugen sehr einfach und schnell rüstbar sind.
- Geringe Bearbeitungszeit, daher kurze Lieferzeiten im Vergleich zu Formguss oder Gesenkschmiedeteilen.
- Komplexe Formen sind mit relativ einfachen Werkzeugen herstellbar.

Gemeinsam mit anderen Schmiedeverfahren bietet das Freiformschmieden weiterhin folgende Vorteile:

- Eine große Vielfalt verwendbarer Werkstoffe, wie z.B. Stahl-, Aluminium-, Titan-, Nickel-, Kobalt- und Kupferlegierungen.
- Die Werkstücke sind porenfrei und druckdicht.
- Durch eine weitgehende Annäherung der Schmiedeform an die Form des Fertigteils, wird Werkstoff eingespart.

Nachteile:

- Das Freiformschmieden ist nicht geeignet für die Großserienfertigung.
- Verfahrensbedingt sind die Toleranzen größer als für Gesenkschmiedeteile.
- Für die anschließende mechanische Bearbeitung von Freiformteilen sind infolge der ungleichmäßigeren Massenverteilung und der unregelmäßigeren Oberfläche besondere Anforderungen von den Werkzeugmaschinen zu erfüllen.
- Hohe Kosten pro Schmiedeteil im Vergleich zum Gesenkschmieden.

Weiterführende Literatur

- Girguis, M.: „MATERIALHANDLING BEIM FREIFORMSCHMIEDEN MIT INDUSTRIEROBOTERN“, Berichte aus der Produktionstechnik, Band 13/97, Shaker Verlag Aachen, 1997
- Holl, A.: „OPTIMIERUNG DER WERKZEUGGEOMETRIE BEIM RECKSCHMIEDEN VON RISSEMPFINDLICHEN WERKSTOFFEN“, Umformtechnische Schriften, Band 50, Verlag Stahl Eisen, Düsseldorf, 1994
- Schuler, G.: „WEGE ZUR QUALITÄTSSTEIGERUNG BEIM FREIFORMSCHMIEDEN DURCH THERMOMECHANISCHE BEHANDLUNG“, Dissertation, RWTH Aachen, 1984
- Tuncel, A.Z.: “FLEXIBLE FERTIGUNG VON ENDKONTURNAHEN BAUTEILEN MIT PARTIELLEN SCHMIEDEVERFAHREN”, Umformtechnische Schriften, Band 42, Verlag Stahl Eisen, Düsseldorf, 1993
- Nieschwitz, P.: „WEGE ZUR QUALITÄTSSTEIGERUNG BEIM FREIFORMSCHMIEDEN“, Umformtechnische Schriften, Band 15, Verlag Stahl Eisen, Düsseldorf, 1988
- Wehrheim, M.: „ROBOTERUNTERSTÜTZTES FREIFORMSCHMIEDEN IM AUTOMATISIERTEN PROZESS“, Umformtechnische Schriften, Band 58, Verlag Stahl Eisen, Düsseldorf, 1994
- DIN 7527 Teil 1–6: „BEARBEITUNGZUGABEN UND ZULÄSSIGE ABWEICHUNGEN FÜR FREIFORMGESCHMIEDETE STAHLERZEUGNISSE“, Beuth Verlag, Berlin

4.4 Gesenkschmieden

Trotz der schwierigen Produktionsbedingungen, unter denen Schmiedeteile gefertigt werden, steigt das Produktionsvolumen in Deutschland stetig (Abb. 4.22).

Ein Hauptgrund sind die hervorragenden mechanischen Eigenschaften der Schmiedeteile, die den Bauteilen, welche mit anderen Fertigungsverfahren hergestellt werden, technologisch überlegen sind. Speziell im heute immer mehr geforderten Leichtbau bieten Schmiedeteile einen Gewichtsvorteil gegenüber Gussteilen. Den überwiegenden Teil des Produktionsvolumens in Deutschland liefert eine mittelständisch strukturierte Schmiedeindustrie.

- Deutschland stellt mit rund 25.000 Mitarbeitern derzeit etwa 1,5 Millionen Tonnen Gesenkschmiedeteile aus Stahl/Jahr her (Abb. 4.22).
- Deutschland ist, mit einem Anteil von 41 % am Produktionsgesamtvolumen, der größte Hersteller von Gesenkschmiedeteilen in Europa (Abb. 4.23).
- Fast jedes zweite Schmiedeteil in Europa kommt aus Deutschland.

Vorteile geschmiedeter Bauteile:

- Bei Gussteilen entstehen beim Übergang vom flüssigen in den festen Zustand Poren. Treten diese an kritischen Stellen eines Bauteils auf, so kann es zu einem plötzlichen Versagen kommen.
- Bei Schmiedeteilen werden diese Poren durch den Knetvorgang beim Walzen der Halbzeuge und beim Schmieden selbst geschlossen. Daher sind Schmiedeteile bei geringerem Gewicht höher belastbar. Die Schmiedeindustrie verzeichnet daher stetige Zuwächse (Abb. 4.22).
- Schmiedeteile sind aufgrund ihrer überlegenen Werkstoffeigenschaften und ihrer beanspruchungsgerechten Gestaltungsmöglichkeiten für kraft- und bewegungsübertragende Bauteile besonders geeignet (Abb. 4.24).
- Geschmiedete Bauteile werden verwendet, wenn hohe statische und dynamische Lasten aufzunehmen sind.

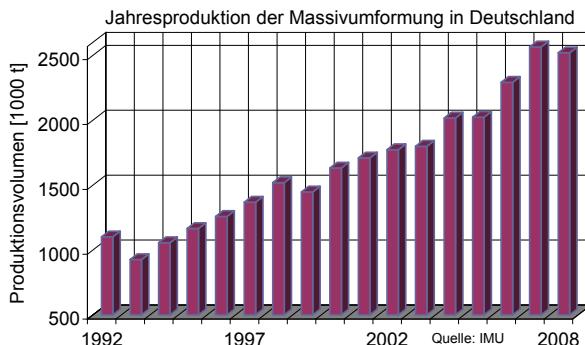


Abb. 4.22 Entwicklung der deutschen Gesenkschmiedeindustrie (Quelle: IMU)

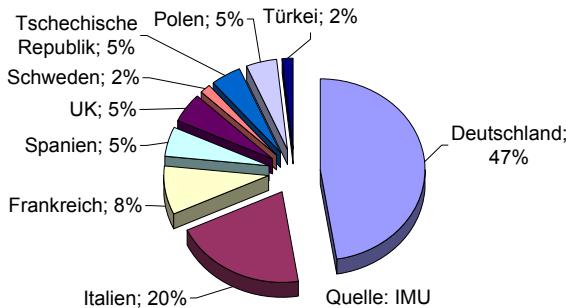


Abb. 4.23 EU-Produktionsvolumen an Schmiedeteilen im Jahr 2007

4.4.1 Grundlagen des Gesenkschmiedens

Das Schmieden wird in Verfahren des Freiform- (Kap. 4.3) und Gesenkschmiedens (Gesenkformen) unterteilt. Es erfolgt bei Stahl üblicherweise in einem Temperaturbereich von 900–1300 °C. Auf diese Weise werden Spannungen und Kräfte herabgesetzt sowie das Umformvermögen des Werkstoffs vergrößert. Abb. 4.25 gibt einen Überblick über die Einteilung der Verfahren des Gesenkformens in

- Gesenkformen mit teilweise umschlossenem Werkstück (überwiegend Freiformverfahren) (vgl. Abb. 4.1) sowie
- Gesenkformen mit ganz umschlossenem Werkstück.

Beim Gesenkschmieden mit und ohne Grat oder beim Stauchen im Gesenk werden zur Masseverteilung häufig Verfahren des Freiformschmiedens genutzt.

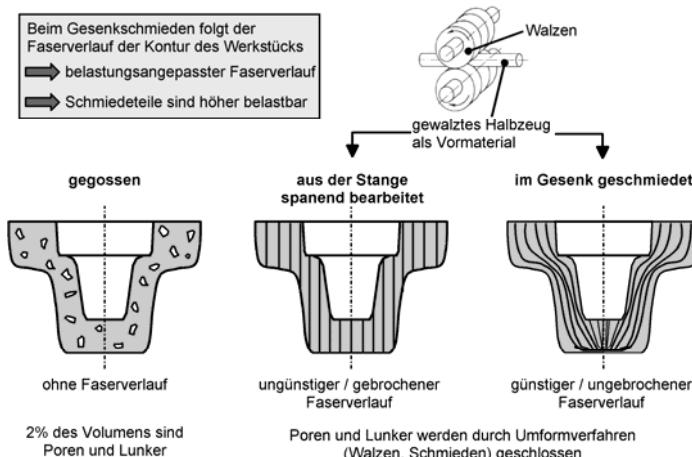


Abb. 4.24 Vergleich der Faserverläufe beim Gussteil, gespannten Bauteil und Schmiedeteil

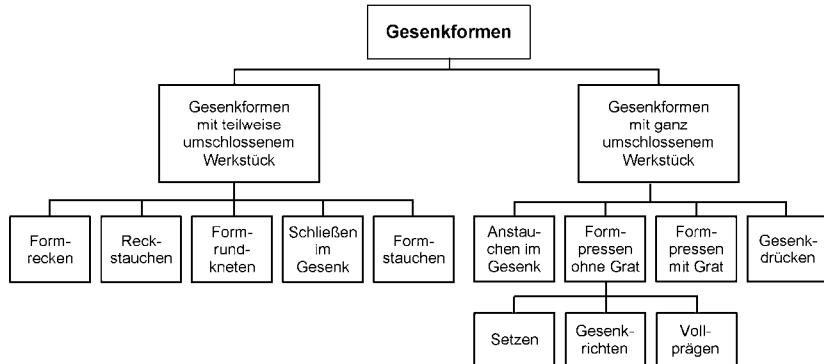


Abb. 4.25 Unterteilung der Gesenksformverfahren /DIN8583/

4.4.1.1 Grundlegende Formfüllungsvorgänge

Während sich beim Freiformen der Werkstoff quer zur Beanspruchungsrichtung, wenn auch durch die Reibkraft behindert, bewegen kann, erzwingt das Werkzeug beim Gesenkschmieden einen ganz bestimmten Werkstofffluss in Bewegungsrichtung der Werkzeugteile (relativ) und quer dazu. Es ergeben sich dabei drei Grundvorgänge (Abb. 4.26), von denen zumindest zwei bei einem Gesenkschmiedevorgang auftreten:

1. *Stauchen*: Hauptsächlicher Werkstofffluss parallel zur Werkzeugbewegung
2. *Breiten*: Wesentlicher Werkstofffluss senkrecht zur Werkzeugbewegung
3. *Steigen*: Werkstofffluss parallel gegen die Werkzeugbewegung

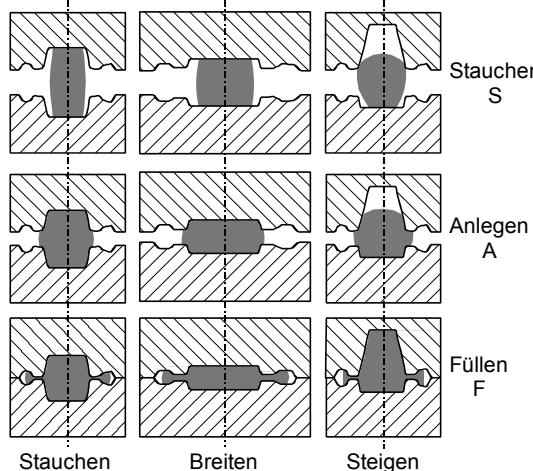


Abb. 4.26 Grundtypen von Vorgängen beim Füllen von Schmiedegegravuren /Lan88/

Die grundlegenden Formeln zur analytischen Berechnung von Spannungen und Kräften einfacher Umformvorgänge sind in Kap. 4.2 aufgeführt. Die Berechnung komplexerer Schmiedeprozesse erfolgt in der Regel durch geeignete FEM-Software.

Beim *Schmieden mit Grat* beginnt und endet der Prozess mit einem Stauchvorgang, wobei der nach dem vollständigen Füllen der Gravur nicht mehr benötigte Werkstoff in den Gratspalt verdrängt wird. Die Geometrie des Gratspalts ermöglicht somit die Einstellung des Spannungszustands in Gratspalt und Gravur.

Das Gesenkschmieden gehört nach /DIN8583/ zur Gruppe der Druckumformverfahren. Druckumformen ist Umformen eines festen Körpers, wobei der plastische Zustand im Wesentlichen durch eine ein- oder mehrachsige Druckbeanspruchung herbeigeführt wird. Das Gesenkschmieden wird nach dem Ordnungspunkt Werkzeuggeometrie /DIN8583/ weiter unterteilt in Gesenkschmieden mit und ohne Grat (Abb. 4.27):

- Das *Gesenkschmieden mit Grat* ist Umformen mit umschlossenem Werkstück, wobei überschüssiger Werkstoff durch den Gratspalt abfließen kann.
- *Gesenkschmieden ohne Grat* ist Umformen mit ganz umschlossenem Werkstück, wobei kein Werkstoff aus dem Gesenk austreten kann (geschlossenes Gesenk).

Beim Schmieden im geschlossenen Gesenk werden zwei wesentliche Wirkprinzipien unterschieden:

- Das Gesenk kann durch den Pressstempel verschlossen werden (Abb. 4.27, rechts). Voraussetzung ist, dass der Stempel mit einer axialen Bewegung in das Gesenk eindringt und das Werkstück ein Auswerfen über die Gesenköffnung zulässt (keine Hinterschnitte).
- Bei komplexen Werkstückgeometrien wird das Gesenk über ein oder mehrere Schließelemente (Abb. 4.28) verriegelt (s. Kap. 4.4.3.2). Die Öffnung des Gesenks wird dabei durch eine z.B. von Federn aufgebrachte Schließkraft verhindert. Die Schließkraft kann auf das Ober- (Abb. 4.28, links) oder aber auf das Untergesenk (Abb. 4.28, rechts) wirken.

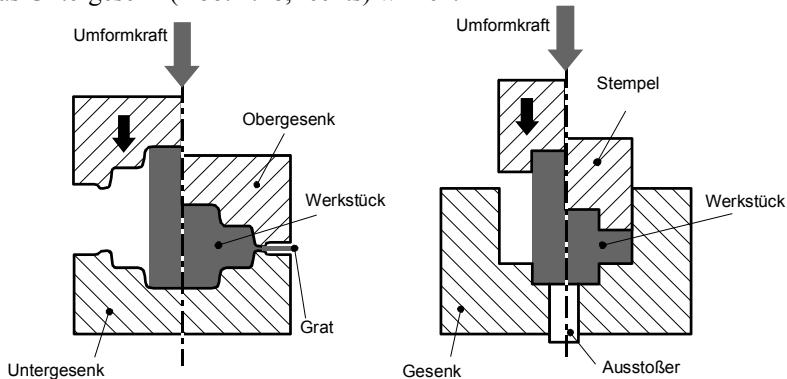


Abb. 4.27 Schmieden mit und ohne Grat

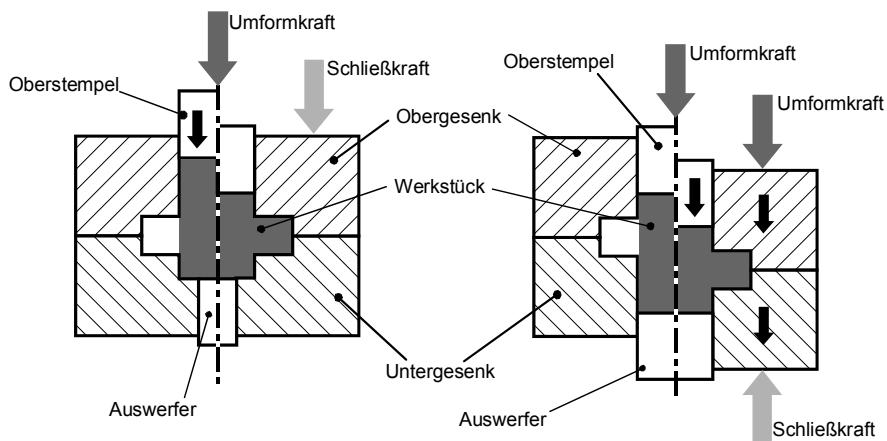


Abb. 4.28 Schmieden im geschlossenen Gesenk bei Verwendung von Schließsystemen

Bei richtiger Abstimmung von Rohteil- und Gravurvolumen erfordert das Schmieden ohne Grat geringere Kräfte als das Schmieden mit Grat. Insbesondere die Ausformung des Grates erfordert einen hohen Kraftaufwand. Kleine Radien in der Gravur beim Schmieden ohne Grat können lediglich mit großem Kraftaufwand abgebildet werden.

4.4.1.2 Auslegung von Stadienfolgen

Innerhalb der Prozesskette Schmieden findet die Formgebung meist über mehrere Stufen (Stadienfolge) mit unterschiedlichen Werkzeugen und ggf. auch unterschiedlichen Verfahren statt. Beginnend mit dem so genannten Halbzeug wird die Form sukzessive (Abb. 4.29) bis zur gewünschten Schmiedeteilgeometrie umgeformt. Beim Fertigungsschmieden, dies kann mit oder ohne Grat erfolgen, wird die endgültige Form des Schmiedestücks erzeugt. Innerhalb der gesamten Prozesskette muss auf eine fehlerfreie und wirtschaftliche Ausführung geachtet werden.

Für das Gesenkschmieden von Stahl kommen üblicherweise folgende Halbzeuge zum Einsatz:

- gewalztes Stabmaterial,
- gewalztes Knüppelmaterial,
- gewalztes Band (z.B. für Spaltstücke, s. Kap. 4.4.2.1).

Stab- oder Knüppelmaterial wird im Allgemeinen durch Scheren (s. Kap. 4.4.2.1) zu Rohteilchen vereinzelt.

In Ausnahmefällen kann das Halbzeug zum Erreichen hoher Maß- und Formgenauigkeiten auch durch spanende Verfahren (z.B. Sägen) erzeugt werden (beispielsweise für Präzisionsschmiedeprozesse oder beim Aluminiumschmieden).



Abb. 4.29 Unterschiedliche Fertigungsfolgen eines Pleuels bei identischen Fertigteilen

Vorteile der Formgebung in mehreren Stufen (vgl. Abb. 4.29):

- Häufig wird der erste Umformschritt zur Entzunderung des Rohteils genutzt.
- Zwischenstufen der Stadienfolge werden zur optimierten Massenverteilung ausgelegt bevor die Fertigform geschmiedet wird.
- Durch die gezielte Auswahl und Auslegung verschiedener Umformverfahren und Zwischenformen wird eine Minimierung der Rohteilmasse erreicht.
- Die Aufteilung auf mehrere Umformstufen reduziert die Gesenkbelastungen, die Umformkräfte je Stufe und somit den Gesenkverschleiß. Ferner kann das Formfüllungsverhalten positiv beeinflusst werden.
- Durch die geringere Belastung der Fertigformwerkzeuge werden höhere Standmengen der Werkzeuge erreicht, was bei hohen Stückzahlen zu wirtschaftlichen Vorteilen führt.
- Des Weiteren spielen verfahrenstechnische Grenzen der Umformung bei der Wahl der Stadienfolge eine Rolle. Diese sind beispielsweise abhängig vom Werkstückwerkstoff, den Werkzeugbelastungsgrenzen, den verfügbaren Pressenkräften oder erreichbaren Umformgraden.
- Vorteilhaft ist die Reduzierung des Aufwands von Folgeprozessen (z.B. Bearbeitungsaufmaße für spanende Nacharbeit).

Nachteile:

- Die Werkzeug- und Maschinenkosten nehmen mit steigender Anzahl der Umformstufen zu (bei drei Umformstufen und automatisiertem Transport muss die Presse breiter gebaut werden als bei einstufigen Prozessen).
- Die Mengenleistung je Zeiteinheit ist bei manuellen Prozessen geringer.

In Abb. 4.29 ist ein Beispiel für die unterschiedlichen Stadienfolgen für ein vergleichbares Schmiedeteil dargestellt. Daran wird ersichtlich, wie unterschiedliche Fertigungsfolgen zum gleichen Ziel führen können.

Auslegung der Stadienfolge

Der Fertigung von Gesenkschmiedeteilen geht eine aufwendige Phase planender Tätigkeit voraus. Dieser hohe Aufwand entsteht zum einen bei der Konstruktion des eigentlichen Schmiedeteils, d.h. der Ableitung einer schmiedegerechten Endform aus der Bauteilgeometrie (Abb. 4.30). Zum anderen resultiert er aus der Festlegung und Gestaltung der einzelnen Umformstufen.

Um zu einer schmiedbaren Stadienfolge zu gelangen, sind folgende Arbeitsschritte notwendig (Abb. 4.31):

- Entwurf der Abfolge der Umformschritte,
- Prüfung und Optimierung des Entwurfs und
- Durchführung von Versuchsschmiedungen.

Der erste Entwurf der Stadienfolge (Abb. 4.32, rechts) umfasst zunächst die Festlegung:

- des einzusetzenden Halbzeugs,
- der Vorgabe der Hauptgeometrieveränderungen in den einzelnen Umformstufen,
- der Anzahl und der Art der notwendigen Umformschritte und
- der einzusetzenden Produktionseinheiten.

Der Konstrukteur muss stets die besonderen Randbedingungen des Betriebes berücksichtigen. Entscheidende Restriktionen ergeben sich aus der Halbzeugverfügbarkeit (Abb. 4.32). Im Einzelnen sind dies:

- Form und Maße der im Lager verfügbaren Halbzeuge,
- Beschaffungsmöglichkeiten von alternativen Abmessungen,
- Betriebsrichtlinien zur Halbzeugverwendung.

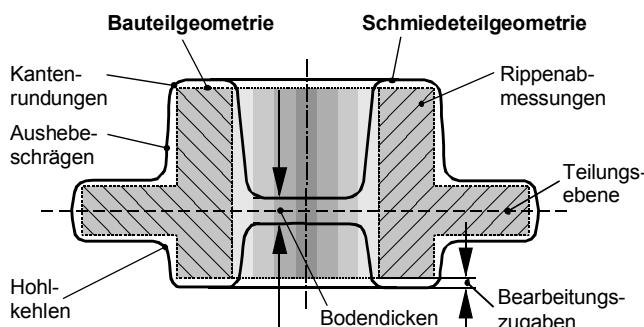


Abb. 4.30 Gestaltung des Schmiedeteils aus der Bauteilgeometrie

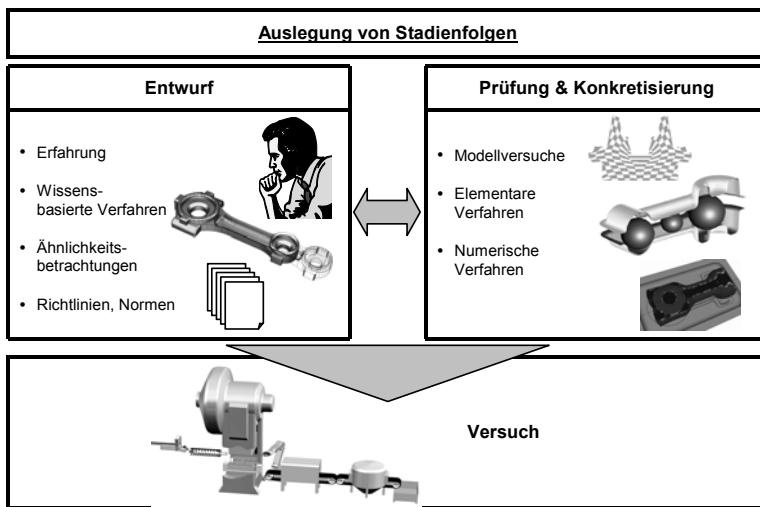


Abb. 4.31 Auslegung von Stadienfolgen

Darüber hinaus verfügt jeder Betrieb nur über einen begrenzten Maschinenpark, für den folgende Randbedingungen gelten:

- Typ der verfügbaren Umformaggregate,
- Kenngrößen der Umformmaschinen,
- Standort der Maschinen im Betrieb (Produktionseinheiten),
- Art und Leistung der verfügbaren Erwärmungsanlagen,
- Art und Leistung der verfügbaren Werkzeugmaschinen für den Halbzeug-zuschnitt.

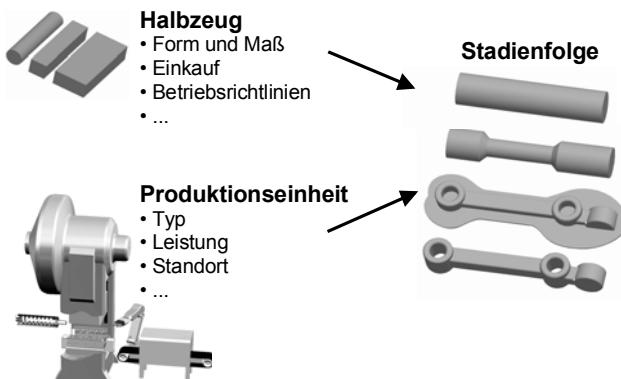


Abb. 4.32 Einflussfaktoren für den Entwurf der Stadienfolge

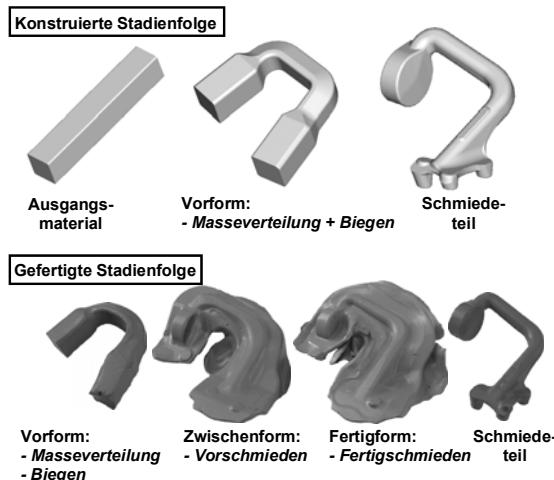


Abb. 4.33 Fertigungsschritte einer Stadienfolge am Modell und am Realbauteil

Die auf das Fertigteil abgestimmte Zwischenformgestaltung basiert primär auf den Fertigungsschritten „Masseeinteilung“, „Biegen“ oder „Verdrehen“ und „Querschnittsvorbildung“ (Abb. 4.33):

- Bei der *Masseeinteilung* werden Zwischenformen hergestellt, deren Querschnittsflächen denen der Endform angepasst sind.
- Beim *Biegen* oder *Verdrehen* werden die Hauptachsen von Zwischen- und Fertigform deckungsgleich vorgeformt.
- Durch *Querschnittsvorbildung* wird mittels Masseeinteilung die Zwischenform der Endform stark angenähert.
- Die Geometrie der letzten Zwischenform entspricht weitestgehend der Fertigform.
- Die Fertigschmiedestufe dient häufig nur zur abschließenden Ausbildung von Details.
- Angestrebt wird eine vergleichende Standmenge/Lebensdauer der Werkzeuge, wobei für die Zwischenstufen ein höherer Verschleiß toleriert wird.

Der erste Entwurf der Stadienfolge stellt i.d.R. nicht auf Anhieb die optimale Abfolge von Umformstufen dar. Vielmehr muss der Konstrukteur durch ein iteratives Vorgehen die optimale Abfolge der Umformstufen ermitteln. Ein grundlegendes Kriterium ist die Minimierung der Produktionskosten, die in diesem frühen Stadium der Produktentstehung im Wesentlichen festgelegt werden.

Bis heute basiert die Auslegung von Stadienfolgen überwiegend auf dem Erfahrungswissen des Konstrukteurs. Als Hilfsmittel stehen ihm allerdings verschiedene Methoden und Systeme zur Verfügung. Dies sind vor allem:

- Richtlinien,
- Normen,
- rechnergestützte Datenbanksysteme zur Klassifizierung von Schmiedestücken,
- einfache Berechnungsverfahren (z.B. Masseverteilungsschaubild) und
- Berechnungsprogramme auf Basis der FEM (s. Kap. 2.5.5.3).

Zur Erzeugung der Vor- und Zwischenformen können unterschiedliche Verfahren eingesetzt werden (s. Kap. 4.4.1.3). Diese weisen nicht nur unterschiedliche technologische sondern auch unterschiedliche wirtschaftliche Eigenschaften (z.B. Maschinenstundensätze, Werkzeugkosten) auf, die bei der Auswahl des Verfahrens mit berücksichtigt werden müssen.

Simulation mit Hilfe der FEM

Die Anforderungen an Schmiedeteile werden zunehmend komplexer. Über zwei Drittel der gesamten Produktionskosten werden heute bereits in der Entwicklungsphase festgelegt /Fel01/. Um eine höhere Prozesssicherheit zu erlangen und damit die Produktionskosten zu senken, ist der Hersteller stets bestrebt genaue Kenntnisse über die Vorgänge im Schmiedeprozess bereits im Vorfeld der eigentlichen Produktion zu besitzen. Berechnungen mit der FEM erfüllen diese Voraussetzungen. Zu den erfolgreichen und bereits genutzten Anwendungsbereichen der FEM zählen unter anderem:

- Analyse des Füllverhaltens,
- Analyse des Materialflusses,
- Untersuchung über die Entstehung von Umformfehlern,
- Betrachtung des Werkzeugverhaltens (Aufweitung, Temperatur etc.),
- Untersuchung der Mikrostruktur des Schmiedeteils und
- allgemeine Verfahrensoptimierung.

Mit dem Einsatz von Simulationsverfahren verfolgen Schmiedeunternehmen die aufgeführten Ziele /Muc00/:

- Beschleunigung der Prozessentwicklung durch geringeren Zeitbedarf für Musterschmiedungen und Reduzierung der Iterationszyklen.
- Reduzierung des Einsatzgewichts durch optimierte Voroperationen.
- Frühzeitiges Erkennen von Problembereichen sowohl am Werkzeug als auch am Werkstück und Unterstützung bei der Beseitigung auftretender Schwierigkeiten.
- Visualisierung der Umformoperationen für den Konstrukteur.
- Kostensparnis durch Verlagerung der praktischen Versuche aus der Schmiede in numerische Simulation während des Konstruktionsprozesses.

Um den Umformprozess möglichst genau abzubilden, ist es erforderlich, den gesamten Prozess vom Rohteil bis zum Schmiedeteil einschließlich aller Zwischenformen zu simulieren (Abb. 4.34).

In der Praxis wird aufgrund des erhöhten Aufwands, z.B. bei der Simulation

eines Reckwalzprozesses, in der Regel auf die Simulation dieser Umformschritte verzichtet und nur in Einzelfällen durchgeführt. Für eine Umformsimulation werden im Wesentlichen vier Arbeitsschritte durchlaufen:

- grafische Geometrieaufbereitung (aus CAD-Systemen),
- Vorgabe der Prozessparameter,
- Simulationsrechnung und
- Ergebnisauswertung.

Nachdem die Geometriedaten aus dem CAD-System eingelesen und entsprechend ihrer Einbaulage positioniert wurden, erfolgt die Vorgabe der Technologiedaten. Beispielhaft sind zu nennen:

- Angaben über die Umformmaschine (Kinematik, Presskraft, Prozess und Energie),
- Materialdaten,
- Temperaturen und
- Anzahl der Brechnungsschritte des Umformvorgangs.

Nach dem Start der Berechnung kann der Konstrukteur die Ergebnisse für jeden abgeschlossenen Zeitabschnitt während der Berechnung auf Eingabefehler oder falsche Teilergebnisse prüfen. Erkennt der Konstrukteur während oder nach Durchlaufen des Simulationsprozesses Abweichungen, bestehen verschiedene Möglichkeiten in die Simulation einzugreifen:

- Verändern der Einlegeposition des Teils innerhalb der Gravur,
- Ändern der Werkzeuggeometrie in der jeweiligen Stufe,
- Hinzufügen einer zusätzlichen Prozessstufe und
- Umgestalten der in die Fertigform einzulegenden Vorform.

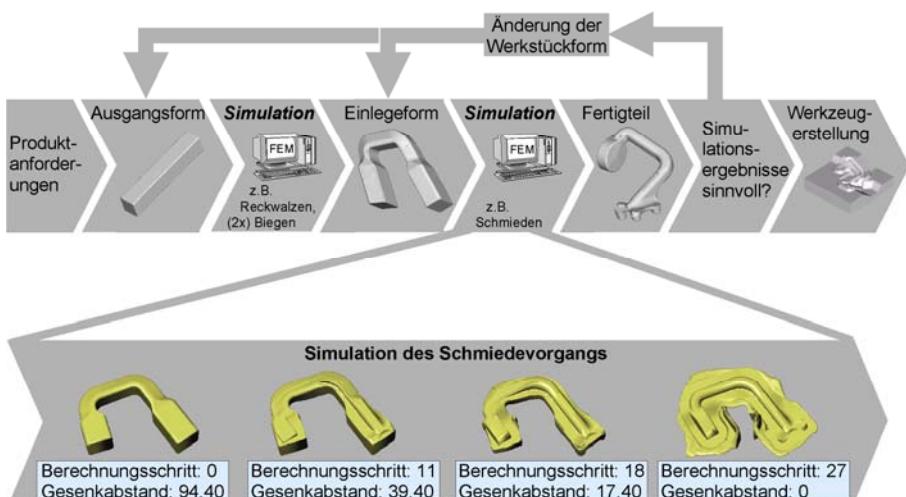


Abb. 4.34 Simulation der Stadienfolge mit der FEM

Je nachdem, in welchem Schritt die Änderung durchgeführt wird, muss ab dieser Stelle die gesamte Simulation nochmals komplett durchlaufen werden.

Zusammenfassend sind im Folgenden die Vor- und Nachteile der rechnergestützten Simulation von Schmiedeprozessen zur Auslegung der Stadienfolge genannt.

Vorteile:

- Reduzierung der Entwicklungszeit,
- kostengünstige Testmöglichkeiten neuer Verfahren und Materialien auf ihre Einsetzbarkeit,
- detaillierte Analyse der Zusammenhänge möglich, die zu einem bestimmten Schmiedeergebnis geführt haben,
- Einblick in den Umformvorgang und in das Bauteil möglich,
- Analyse und Bewertung mehrerer Varianten schnell und kostengünstig durchführbar,
- zielgerichtetes Erarbeiten der optimierten Lösung mit hinreichender Sicherheit der Umsetzbarkeit in die Praxis und
- weniger kostenintensiv als die nachträgliche Umsetzung von Erkenntnissen aus der Probeschmiedung.

Nachteile:

- teilweise sehr lange Rechenzeiten,
- durch Optimierungsmaßnahmen sind in der Regel mehrere Iterationsschritte notwendig,
- hochqualifizierte Fachkräfte (ggf. Schulung erforderlich) und
- zunächst hohe Investitions- und Lizenzkosten.

4.4.1.3 Vorformverfahren

Die industriell am häufigsten verwendeten Verfahren zur Durchführung einzelner Vorformoperationen werden nachfolgend aufgeführt:

Verfahren zur Stoffanhäufung

- Beim *Stauchen* wird eine Werkstückdimension zwischen meist parallelen Wirkflächen vermindert.
- Als *Anstauchen* ist ein lokales Stoffanhäufen an einem Ende bzw. in der Mitte eines Stabs definiert.
- Beim *Anstauchen im Gesenk* handelt es sich um ein gratloses Stauchen in formgebenden Werkzeugen. Das Rohteil wird dabei teilweise bzw. ganz umschlossen.

Verfahren zur Stoffverdrängung (Abb. 4.35–Abb. 4.40)

- *Recken* ist eine schrittweise querschnittsvermindernde Umformung zwischen nicht formgebundenen Recksätteln. Eine Verdrängung des Werkstoffs findet hauptsächlich in Längsrichtung statt (Abb. 4.35).

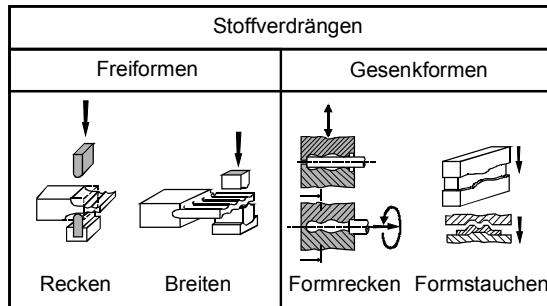


Abb. 4.35 Prinzipdarstellung von Reckverfahren zum Stoffverdrängen

- *Formrecken* ist Recken zwischen Formsätteln unter ständigem Drehen um die Werkstücklängsachse (Abb. 4.35).
- Beim *Breiten* wird die Werkstückdicke schrittweise vermindert, allerdings wird dabei der Werkstoff überwiegend in Querrichtung verdrängt. (Abb. 4.35).
- *Formstauchen* ist gratloses Stauchen zwischen das Rohteil teilweise oder ganz umschließenden Werkzeugen, ähnlich dem Anstauchen im Gesenk.
- *Rundkneten* ist Recken von Stäben oder Rohren mit zwei oder mehreren gleichzeitig radial wirkenden Werkzeugen (Abb. 4.36).
- *Formrundkneten* ist Rundkneten mit Formwerkzeugen bestimmter Außen- oder Innenform (Abb. 4.36).

Eine wirtschaftliche Fertigung wird beim Rundkneten aber aufgrund der geringen Mengenleistung lediglich für kleine Stückzahlen erreicht.
Bei größeren Stückzahlen werden aus wirtschaftlichen Gründen Verfahrensvarianten des Walzens und Durchdrückens eingesetzt /Sie97/.

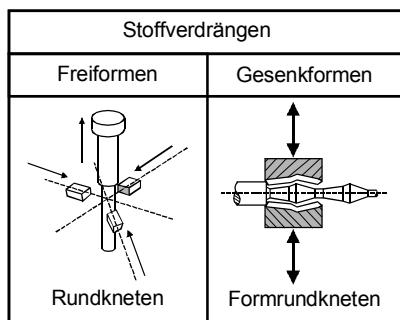


Abb. 4.36 Prinzipdarstellung der Rundknetverfahren

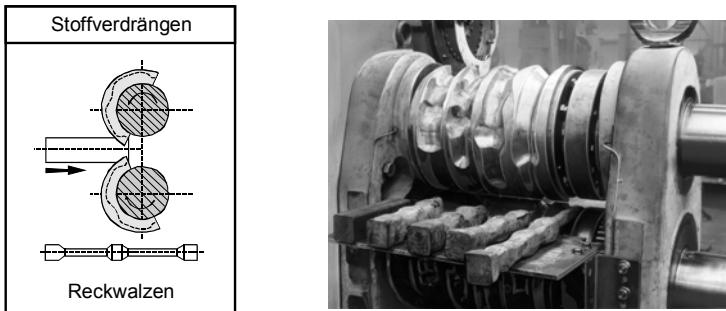


Abb. 4.37 Prinzipdarstellung des Reckwalzens und Reckwalze mit Zwischenformen

Walzverfahren:

- *Reckwalzen* ist ein Längswalzen mit lokaler Materialverdrängung in Walzwerkzeugen, deren Profil sich in Umfangsrichtung ändert. Abb. 4.37 rechts stellt eine Reckwalze mit Zwischenformen dar. Durch die Variation der Walzsegmente kann eine unterschiedliche Ausprägung der Materialverteilung erreicht werden.
- *Querwalzen* (auch Querkeilwalzen genannt) bezeichnet das Umformen von rotationssymmetrischen Ausgangsformen zwischen gegenläufig bewegten Flachbacken oder zwei Walzen (Abb. 4.38) /Her97, Her01, Neu99/.

In Abb. 4.38 rechts ist eine Querkeilwalze im Betrieb dargestellt. Das Querwalzen weist im Vergleich zum Längswalzen eine wesentlich höhere Genauigkeit, Gleichmäßigkeit der Masseverteilung und Reproduzierbarkeit auf. Es erfordert gegenüber dem Reckwalzen einen geringeren Zeitbedarf /Don89, Lor93, Umb95/. Aufgrund der hohen Maschinen- und insbesondere Werkzeugkosten ist das Querwalzen wirtschaftlich nur für vergleichsweise große Serien einsetzbar.

Beim *Axial-Vorschubquerwalzen* wird das Werkstück axial bewegt und eine radiale Walenzustellung vorgenommen (Abb. 4.39).

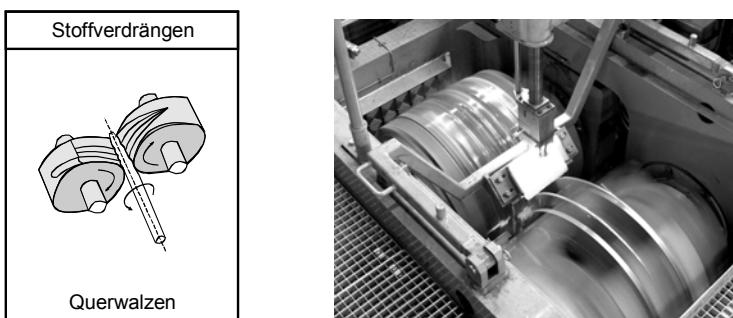


Abb. 4.38 Prinzipdarstellung des Querwalzens und Querkeilwalze im Einsatz

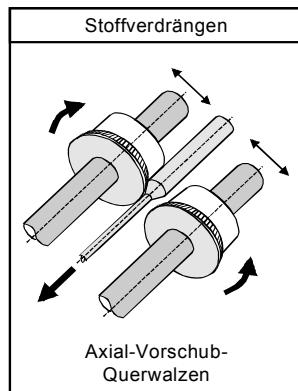


Abb. 4.39 Prinzipdarstellung des Verfahrens Axial-Vorschub-Querwalzen

Fließpressverfahren (Abb. 4.40):

- *Voll-Vorwärtsfließpressen* ist ein Vorwärts-Fließpressen, bei dem der Querschnitt eines Vollkörpers vermindert wird.
- Beim *Napf-Rückwärts-Fließpressen* wird aus einem Vollkörper ein vornehmlich dünnwandiger Hohlkörper hergestellt.
- *Voll-Querfließpressen* dient zur Herstellung von Vollkörpern mit einem profilierten Ansatz.

Die wesentlichen Vorteile von Fließpressverfahren sind die hohen Maßgenauigkeiten und die gute Reproduzierbarkeit.

Kombiniertes Stoffverdrängen und -anhäufen (Abb. 4.41)

Beim *Reckstauchen* (Rollen) wird ein Stab durch mehrmaliges 90°-Drehen nach jedem Schlag zwischen zwei Werkzeughälften geformt. Dabei wird nicht nur der Querschnitt vermindert sondern gleichzeitig auch an benachbarten Teilen des Stabs der Querschnitt vergrößert (Abb. 4.41).

Aufgrund der geringen Mengenleistung des Verfahrens wird bei großen Stückzahlen das Reckstauchen durch das Reckwalzen ersetzt.

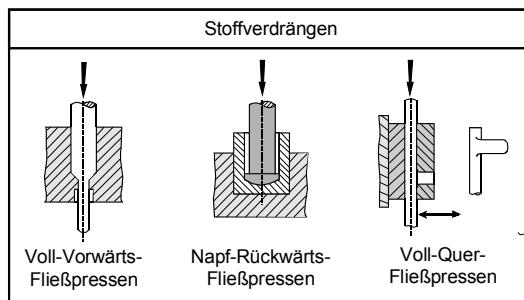


Abb. 4.40 Prinzipdarstellung der Fließpressverfahren

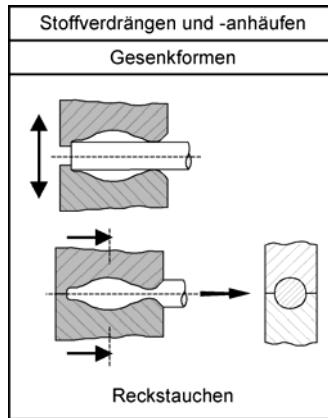


Abb. 4.41 Prinzipdarstellung des Reckstauchens

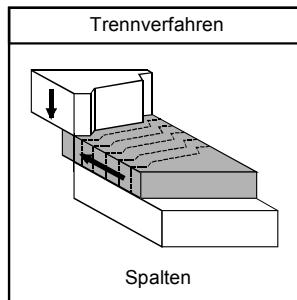


Abb. 4.42 Prinzipdarstellung des Spaltens

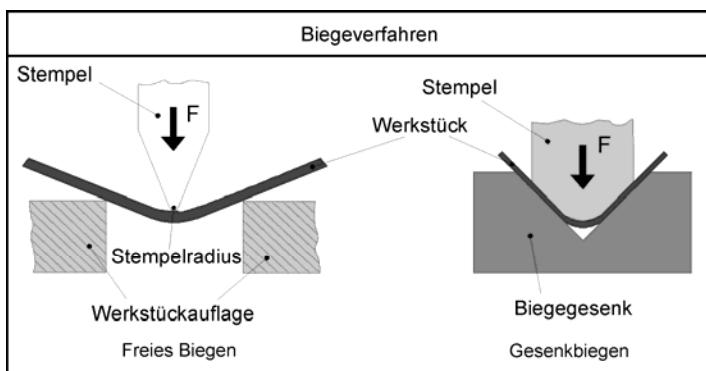


Abb. 4.43 Prinzipdarstellung der Biegeverfahren

Trennverfahren (Abb. 4.42 und Abb. 4.71)

Spalten definiert ein Scherschneidverfahren, bei dem infolge des „Flächenschlusses“ ohne Abfall Zwischenformen (siehe Kap. 4.4.2.1) z.B. vom Flachband abgetrennt werden (Abb. 4.42). Mit diesem Verfahren lassen sich stark unterschiedliche Werkstoffverteilungen erzielen /Bro77, Lan88/.

Biegeverfahren (Abb. 4.43)

Grundsätzlich wird das Biegen in folgende Verfahren gegliedert:

- *Freies Biegen*: Werkzeug und Werkstück haben im Biegebereich keine gemeinsame durchgehende Kontur. Eine Anwendung findet vorwiegend bei mittleren bis großen Biegeradien statt (s. Kap. 3.11.1.1).
- *Gesenkbiegen*: Die senkrecht zur Biegeebeine verlaufende Wirkfläche wird auf das Biegewerkzeug übertragen. Eine Verwendung ist bei fast allen Biegezwischenformen möglich.

4.4.1.4 Belastung der Werkzeuge

Die Werkzeuge beim Gesenkschmieden unterliegen aufgrund der hohen Prozesstemperaturen und -kräfte starken Beanspruchungen. Diese können grundsätzlich unterteilt werden in:

- thermische Belastungen: durch hohe Umformtemperaturen und Wärme- wechselbelastungen,
- mechanische Belastungen: durch hohe Umformkräfte,
- tribologische Belastungen: wie z.B. Reibvorgänge in der Zwischenschicht zwischen Werkstück und Werkzeug.

Einfluss der Schmiedezyklen auf die Gesenktemperatur

Aufgrund der hohen Prozesstemperaturen beim Schmieden heizen sich die Gesenkgrundkörper auf Temperaturen zwischen 100–250 °C auf. Um genaue Aussagen über die Erwärmung der Gesenke treffen zu können, wird heutzutage die Finite-Elemente-Methode eingesetzt.

In Abb. 4.44 ist der Schmiedeprozess eines schrägverzahnten Zahnrads dargestellt. Bei der numerischen Untersuchung werden hierbei mehrere Schmiedezyklen betrachtet.

Zur Abbildung der thermischen Einwirkung auf die Gesenke über mehrere Schmiedezyklen erfolgt zunächst eine gekoppelte Berechnung eines Schmiedezyklus, bei dem zeitlich und örtlich aufgelöst alle stattfindenden Wärmeströme in den Gesenken erfasst werden.

In einer nachfolgenden entkoppelten Rechnung wird auf Basis der ermittelten Wärmeströme die Erwärmung der Gesenke über mehrere Schmiedezyklen abgebildet /Neu01/.

Der Wärmeübergang wird gemäß folgender Formel berechnet:

$$\dot{q} = \alpha_{\text{ges}} \cdot (T_{\text{WST}} - T_{\text{WZ}}) \quad (4.51)$$

T_{WST} : lokale Oberflächentemperatur des Werkstücks

T_{WZ} : lokale Oberflächentemperatur des Werkzeugs

α_{ges} : für diese Kontaktpaarung gültiger Wärmeübergangskoeffizient

Wegen der Abhängigkeit von den Oberflächentemperaturen ist mit fortschreitenden Berechnungszyklen eine Anpassung der in der Ausgangssimulation ermittelten Wärmestromdichtenverteilung \dot{q} erforderlich.

Hierzu wird der von Klein entwickelte und validierte Ansatz verwendet /Kle00/:

$$\dot{q}_n(t) = \dot{q}_0(t - n\tau) \cdot \frac{T_{\text{WST}}(t - n\tau) - T_{\text{WZ}}(t)}{T_{\text{WST}}(t - n\tau) - T_{\text{WZ}}(t - n\tau)}. \quad (4.52)$$

τ stellt in dieser Gleichung die Zeit für einen Schmiedezyklus dar.

Das Ergebnis dieses Berechnungsmodells wird für drei Punkte gemäß Abb. 4.44 dargestellt. Bezuglich der Gesenkerwärmung ergeben sich folgende Eigenschaften:

- Bei steigender Werkzeuggrundtemperatur verursachen die vom Schmiedestück eingeleiteten Wärmeströme zusätzliche Temperaturspitzen.
- Die Amplitude dieser überlagerten Kurven nimmt mit steigendem Abstand von der Werkzeugoberfläche ab.

Thermisch bedingte Dehnung von Gesenken

In einem Schmiedeprozess führt die Erwärmung der Gesenke zu thermisch bedingten Dehnungen der Werkzeugkomponenten.

Je nach Auslegung des Führungsspiels zwischen den einzelnen Komponenten kann dies zu folgenden Problemen führen:

- Klemmen des in die Hohlform eintauchenden Stempels und
- Gratbildung zwischen Werkzeug und Stempel.

Aus diesem Grund ist es daher notwendig, das Führungsspiel der Werkzeugteile für die Betriebstemperaturen auszulegen. Für einfache rotationssymmetrische Körper lässt sich die thermische Aufweitung Δd wie folgt berechnen:

$$\Delta d = \alpha \cdot d_0 \cdot \Delta T. \quad (4.53)$$

Δd : Aufweitung [mm]

d_0 : Ausgangsdurchmesser [mm]

α : thermischer Ausdehnungskoeffizient [$10^{-6}/\text{K}$] ($\alpha_{\text{Stahl}} \approx 10,5-17$)

ΔT : Temperaturdifferenz zur Raumtemperatur [K]

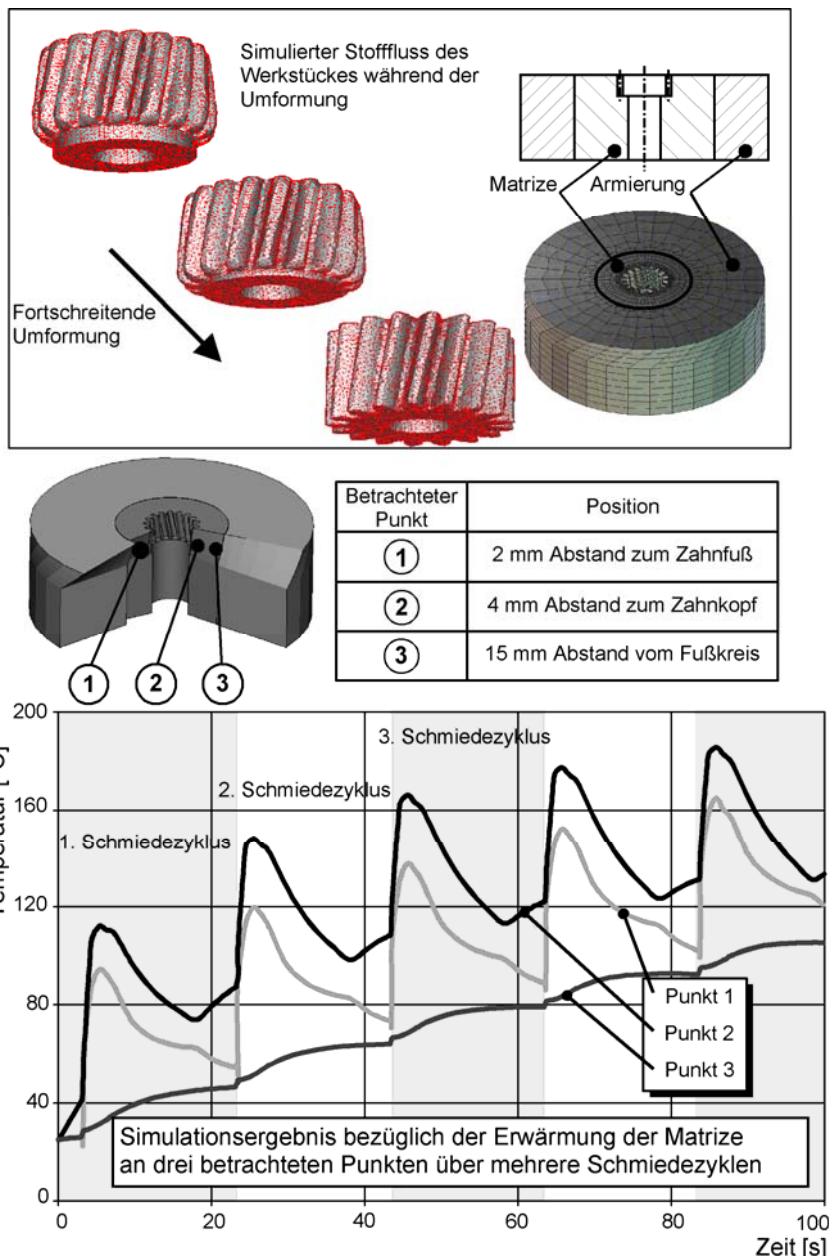


Abb. 4.44 Simulationsergebnisse bezüglich der Erwärmung in der Matrize unter zyklischer Beanspruchung

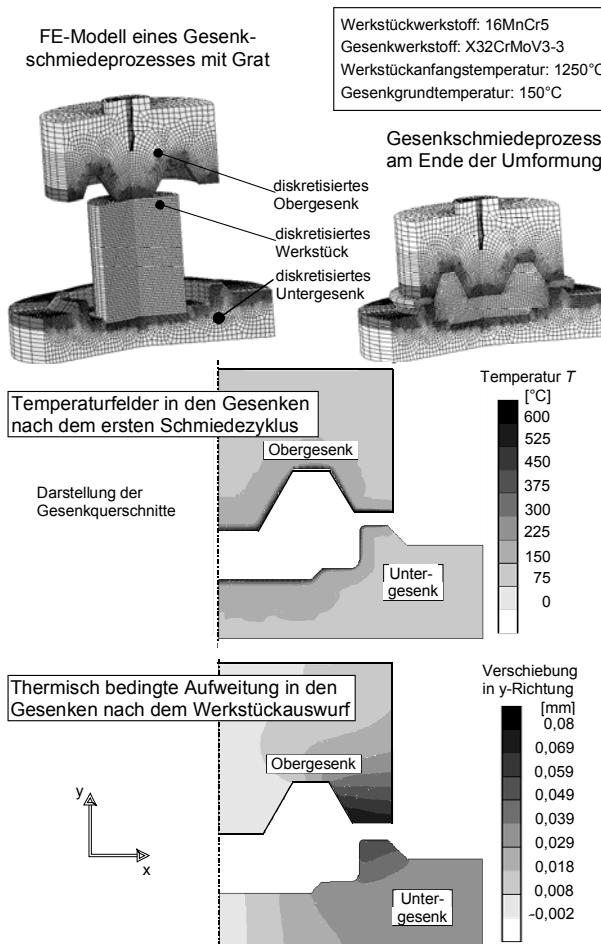


Abb. 4.45 Berechnete Temperaturfelder und thermisch bedingte Aufweitung in den Gesenken eines Gesenk-schmiedeprozesses mit Grat

Schmiedegesenke besitzen in der Regel komplexere Strukturen, so dass die thermische Aufweitung lediglich numerisch abgeschätzt werden kann.

In Abb. 4.45 ist ein FE-Modell eines Schmiedeprozesses mit Grat abgebildet. Die FEM-Simulation ergibt auf Basis eines Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_k = 35 \text{ 1/K}$ zwischen Werkzeug und Werkstück eine maximale Werkzeugoberflächentemperatur von $T_{\max} = 775 \text{ }^{\circ}\text{C}$.

In Abb. 4.45 sind die mit der FEM berechneten Temperaturfelder in den Gesenken am Ende dieses Prozesses dargestellt. Nach dem Werkstückauswurf werden die Gesenke mechanisch entlastet.

Aufgrund der thermisch bedingten Eigenspannungen findet eine Aufweitung der Gesenke statt, welche ebenfalls in Abb. 4.45 dargestellt ist.

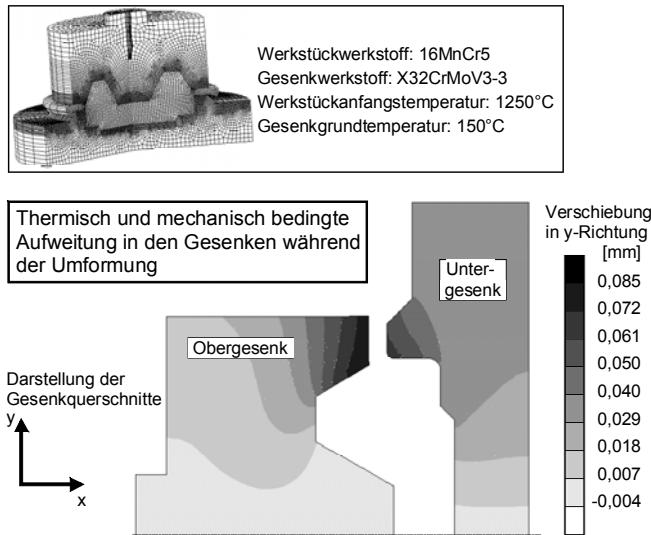


Abb. 4.46 FEM-Berechnung der thermisch und mechanisch bedingten Aufweitung der Gesenke

Matrizaufweitung unter Gesenkinnendruck

Während eines Schmiedeprozesses sind die Gesenke einem auf den Werkstückwiderstand zurückzuführenden Innendruck ausgesetzt. Diese mechanische Belastung verursacht eine Aufweitung der Gesenke, welche sich mit den thermischen Dehnungen überlagert.

In Abb. 4.46 ist beispielhaft das Simulationsergebnis bezüglich der mechanisch und thermisch bedingten Aufweitung in den Gesenken dargestellt. Dazu wird erneut das FEM-Modell gemäß Abb. 4.45 zugrunde gelegt.

Um die bleibenden Verformungen der Matrize beim Schmieden zu vermeiden und den Belastungen des Umformprozesses standhalten zu können, kommen in der Regel Armierungen zum Einsatz.

Der Einfluss einer Armierung, welche einer Matrizaufweitung entgegen wirkt, blieb in diesem Simulationsmodell unberücksichtigt.

Abb. 4.47 stellt für den unbelasteten und den maximal belasteten Zustand jeweils die Verteilung der Vergleichsspannung- nach „von Mises“ sowie die Radialspannung an einem 2D-Schnitt durch das FEM-Volumenmodell einer schräg-verzahnten Matrize dar.

Im belasteten Zustand ergibt sich eine starke Erhöhung der Radialbeanspruchung. Die berechnete Vergleichsspannungsverteilung ergibt dagegen nur geringfügig höhere Werte.

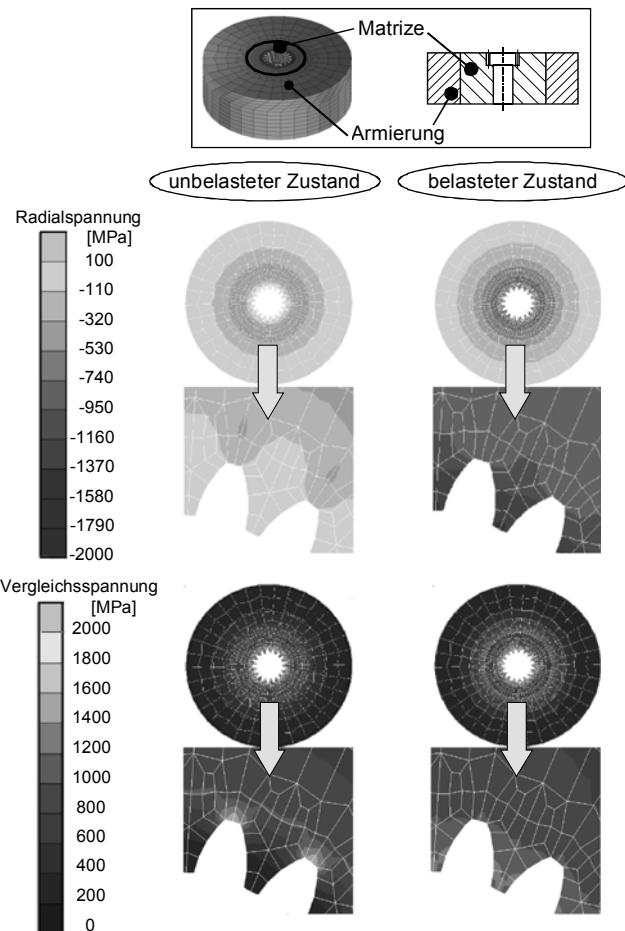


Abb. 4.47 FEM-Berechnung der Radial- und Vergleichsspannungen in der Verzahnungsmatze im unbelasteten bzw. belasteten Zustand

4.4.1.5 Maßtoleranzen für Gesenkschmiedeteile

Gesenkschmiedeteile aus Stahl werden nach /DIN10243/ toleriert.

Bei engeren Toleranzen (IT 10–13, DIN ISO 286) wird von Genauschmieden und bei weiterer Einengung der Toleranzen (IT 7–9) von Präzisionsschmieden (Kap. 4.4.1.8) gesprochen, wobei Toleranzen von IT 7 oder besser nur mit zusätzlichen Sonderverfahren wie dem Kaltkalibrieren zu erreichen sind (Abb. 4.48).

Verfahren	ISO-Toleranzreihe (IT) entspr. DIN ISO 286 Teil 1									
	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
Gesenkschmieden (Schmiedegüten E und F nach DIN EN)								●	●	●
Genauschmieden (Gesenkschmieden und Maßprägen)				●	●	●	●			
Präzisionsschmieden	●	●	●							
Warmfließpressen					●	●	●	●	●	●
Halbwarmfließpressen			●	●	●	●	●			
Kaltfließpressen	●	●	●	●	●	●				
Drehen	●	●	●	●	●					

● = mit herkömmlichen Fertigungseinrichtungen erreichbar
● = durch Sondermaßnahmen und in Ausnahmefällen erreichbar

Abb. 4.48 Erreichbare Genauigkeiten der Schmiedeverfahren (nach /Ids02/)

Gegenüber dem Schmieden mit Grat sind als entscheidende Vorteile des Präzisionsschmiedens ohne Grat die optimale Werkstoffausnutzung und der geringe Nachbearbeitungsaufwand der Schmiedeteile zu nennen, was zu erheblichen wirtschaftlichen Vorteilen führen kann. Zudem hat ein präzisionsgeschmiedetes Bauteil bessere mechanische Eigenschaften durch einen ununterbrochenen Faserverlauf (Abb. 4.24). Beim *Schmieden mit Grat* wird der Faserverlauf durch das Entfernen des Grates gestört.

4.4.1.6 Gestaltungsrichtlinien für Schmiedeteile

Wirtschaftliche Aspekte:

Der Grad der geforderten Endkonturnähe vom Schmiedeteil zum Fertigteil bestimmt in hohem Maße die Kosten des Schmiedeprozesses. Mit wachsender Stückzahl sinken die Gesamtkosten eines endbearbeiteten Fertigteils durch genauere Anpassung des Schmiedeteils an die Form des Fertigteils. Die Fertigungskosten für das Schmiedeteil selbst können wegen der komplexeren Gesenke und steigender Werkzeugkosten jedoch ansteigen.

Bei der Auslegung eines Schmiedeteils und des zugehörigen Prozesses (Anzahl der Umformstufen, mögl. Vorformaggregate, Automatisierungsgrad usw.) ist daher die geplante Stückzahl von wesentlicher Bedeutung.

Konstruktive Aspekte:

Die Konstruktion der durch Schmieden herzustellenden Teile hat entscheidenden Einfluss auf den Schmiedeprozess und insbesondere auf die Werkstückeigenschaften des Produkts. Bei der Gestaltung der Schmiedeteile und der abbildenden Gesenke sind im Wesentlichen zwei Punkte zu beachten.

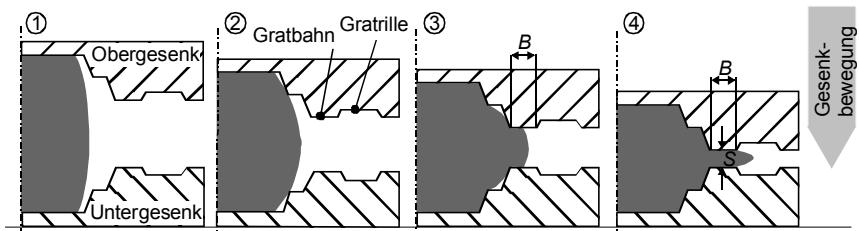


Abb. 4.49 Schematische Darstellung der Ausbildung der Gratbahn

a) Lage der Gesenketeilung (Abb. 4.49):

Die Herstellkosten des Gesenks konkurrieren mit dem optimalen Werkstofffluss während der Umformung.

b) Fließgerechte und werkzeuggerechte Gestaltung:

Diese soll durch Vermeidung scharfer Kanten, schroffer Querschnittswechsel und hoher schmaler Rippen den Umformwiderstand senken.

Grundsätzlich sollten folgende Punkte bei der Auslegung eines Schmiedewerks beachtet werden:

- Die Gesenketeilung (Gratnaht) sollte möglichst eben und rechtwinklig zur Umformrichtung verlaufen.
- Die Gesenketeilung sollte das Schmiedeteil möglichst in allen Bauteilbereichen symmetrisch in gleich hohe Hälften teilen.
- Die Gesenketeilung sollte nicht entlang einer Kante des Schmiedeteils verlaufen, da hierdurch ein sauberes Abgraten und die Prüfung auf Versatz erschwert werden (der Versatz ist den zulässigen Maßabweichungen hinzuzurechnen).
- Die zur Erleichterung des Auswerfvorgangs notwendigen Seitenschrägen sind von dem Umformverfahren und der Gestalt des Schmiedeteils abhängig.
- Kantenrundungen, Hohlkehlen, Bodendicken oder Querschnittsübergänge sollten stets so groß gewählt werden, wie es ohne Nachteil für die Funktion des Bauteils und des Herstellprozesses möglich ist.
- Bearbeitungs- und Spannflächen, auch Anschlagflächen, sollten im Hinblick auf eine Weiterverarbeitung möglichst ohne Seitenschräge und Gratnaht sein.

In den meisten Fällen werden sich einige der oben genannten Richtlinien nicht miteinander vereinbaren lassen, so dass ein wirtschaftlich und fertigungstechnisch geeigneter Mittelweg gefunden werden muss.

4.4.1.7 Schmieden mit Grat

Aufgrund der technologischen und ökonomischen Randbedingungen wird beim überwiegenden Anteil des Gesenkschmiedens zur sicheren Formfüllung mit einem Werkstoffüberschuss gearbeitet. Das überschüssige Material fließt zwischen den beiden formgebenden Gesenken über die Gratbahn ab (Abb. 4.50).

Gründe für die vorwiegende Verwendung des Schmiedens mit Grat gegenüber der Fertigung ohne Grat sind:

- die einfachere Gestaltung der gesamten Prozesskette,
- der teilweise geringere Aufwand bei der Fertigung der Gesenke innerhalb der gesamten Stadienfolge insbesondere bei komplexen Geometrien,
- die einfachere und geringere erforderliche Genauigkeit bei der Positionierung der Einlegeformen sowie
- die Steuerung des Werkstoffflusses durch z.B. asymmetrische Ausführungen der Gratbahn.

Konstruktions-gesichtspunkte	Prinzip	Beispiele
1 symmetrische Teilung Gratnaht nicht an einer Werkstückkante		
2 ebene Teilung		
3 fließgerechte Teilung		
4 bearbeitungsgerechte Teilung	<p>wenig Fläche mit Seitenschräge</p> <p>ausreichend bemessene Spannflächen</p>	

Abb. 4.50 Gestaltungsrichtlinien für die Gesenkteilung bei Schmiedegesenken /Lan88/



Abb. 4.51 Schmieden eines Pkw-Schwenklagers in sechs Stufen /Ids02/

Beispiele für Schmiedeteile mit Grat

Schmieden eines Pkw-Schwenklagers:

Mit den Prozessschritten

1. Rohteil (Knüppelabschnitt),
2. Anstauchen (Masseverteilung),
- Vorschmieden,
3. Fertigschmieden mit Grat,
4. Entgraten,
5. Biegen und
6. Lochen

entsteht beispielsweise aus einem Vierkanthalbzeug ein *Pkw-Schwenklager* (Abb. 4.51). Das fertige Schmiedeteil wird nun noch wärmebehandelt, entzündert und spanend endbearbeitet.

Schmieden einer 4-Zylinder-Pkw-Kurbelwelle:

Ebenso wie Schwenklager und andere Schmiedeteile werden auch Kurbelwellen wegen der komplexen Geometrie des Fertigteils in mehreren Stufen geschmiedet.

In Abb. 4.52 ist eine Stadienfolge mit folgenden Prozessschritten dargestellt:

1. Rohteil,
2. Reckwalzen (Masseverteilung),
3. Vorschmieden,
4. Fertigschmieden mit Grat,
5. Entgraten und
6. Kalibrieren.

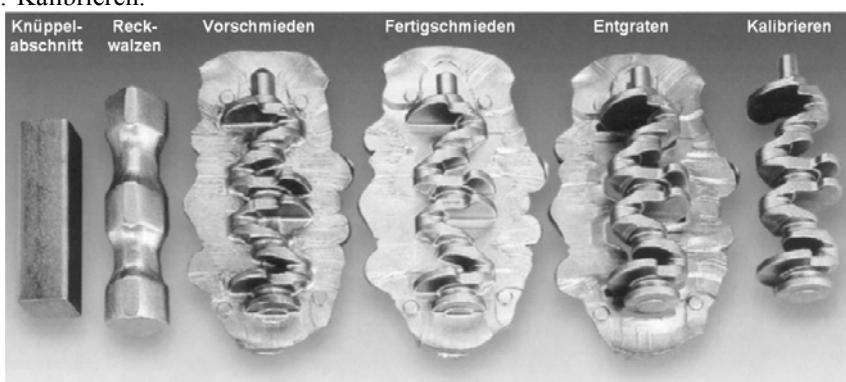


Abb. 4.52 Schmieden einer 4-Zylinder Pkw-Kurbelwelle /Ids02/

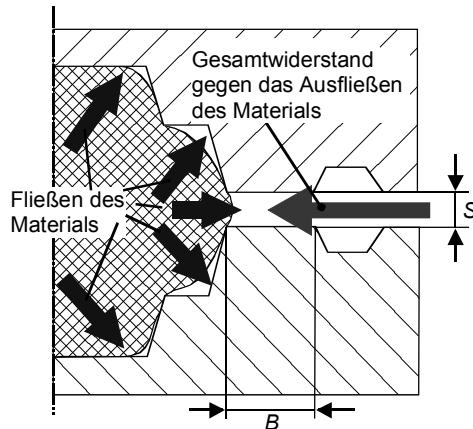


Abb. 4.53 Gesamtwiderstand gegen das Ausfließen des Materials durch die Gratbahn

Auslegung der Gratbahn

Aufgrund der auftretenden Reibung führt der nach außen verdrängte überflüssige Werkstoff zu einer Erhöhung des Fließwiderstands in der Gravur. Dessen Größe wird unter anderem von der Querschnittsform des Gratspalts bestimmt.

Entsprechend ist der Gratspalt für die Formfüllung den Fließverhältnissen im Bauteil anzupassen. Der Werkstofffluss wird beim Schmieden mit Grat in hohem Maße durch die Formgebung der Werkzeuge und der Gratbahn festgelegt.

Die Geometrie der Gratbahn (Breite B und Dicke S) der Fertigform ist abhängig von:

- der Gravurform,
- der Gestalt der Zwischenformen, wobei diese dicht an der Endform liegen sollen und
- dem Materialüberschuss.

Bei vorhandenem Gratspalt muss der Gesamtfließwiderstand im Gratspalt höher sein als der zum Steigen erforderliche Widerstand im Werkzeug (Abb. 4.53). Der Gesamtwiderstand wird beeinflusst durch:

- den Fließwiderstand beim Einfüllen des Materials in den Gratspalt,
- den Stauchvorgang in der Gratbahn,
- den Anteil der Gratriille am Gesamtwiderstand und
- die plastische Ringaufweitung, sobald das Material aus dem Gratspalt austritt.

Erst wenn die Gesenkform fast vollständig ausgefüllt ist, sollte der Werkstoff über den Gratspalt abfließen. In der Praxis wird aus fertigungstechnischen Gründen meistens ein rechteckiges Gratprofil mit parallelen Gratbahnen gewählt /Vie69/. Der Gratspalt ist für rechteckige Gratprofile bezüglich folgender Parameter zu optimieren:

- geringe Materialmenge, die in den Grat fließt,
- optimaler Werkstofffluss hinsichtlich vollständiger Formfüllung und
- geringe Belastung des Gesenks.

In Abb. 4.54 sind unterschiedliche Gestaltungsmöglichkeiten der Gratbahn und der Gratrille skizziert. Folgende Faktoren sind für den Gesamtwiderstand beim Austreten des Materials in die Gratbahn ausschlaggebend:

- Gratbahndicke S ,
- Gratbahnbreite B (insbesondere Reibungseinflüsse),
- Temperatur des in der Gratbahn befindlichen Materials,
- Schmierung und
- Vorantreiben des in der Gratbahn bereits ausgebildeten Grates (Oberflächenvergrößerung).

Die Gratbahndicke S beeinflusst den Gesamtwiderstand. Der Widerstand durch die Breite B wird im Wesentlichen durch Reibung (analog zum Stauchen flacher Teile, vgl. Kap. 4.2) erzeugt. Beim Schmieden auf einer mechanischen Presse wird strittig diskutiert, ob sich der Grat mit seiner Bildung erwärmt oder abkühlt. Beim Schmieden auf einem Hammer mit mehreren Schlägen kommt es allerdings ganz eindeutig zu einer Abkühlung des Grates. Das Abkühlen des Grates hat eine weitere Widerstandserhöhung zur Folge.

Zur Bestimmung der Gratbahnpараметров (Breite B und Dicke S) für die Werkzeugauslegung existieren viele Berechnungsansätze, die im Rahmen von Forschungsarbeiten entwickelt wurden:

- Bruchanow und Rebelski /Bru55/,
- Voigtländer /Voi59/,
- Vieregge /Vie69/,
- Neuberger und Möckel /Neu61/,
- Teterin, Tarnovskij und Cecik /Tet66/,
- Chamouard /Cha70/ und
- Tichkiewitch /Tic87/.

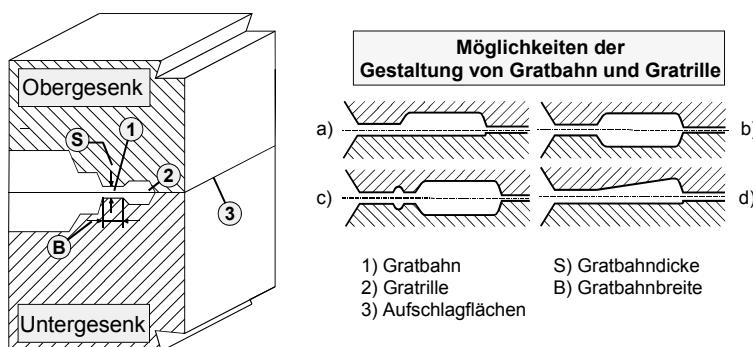


Abb. 4.54 Gestaltungsmöglichkeiten von Gratbahn und Gratrille

Beispielhaft kann nach Voigtländer /Voi59/ die Beziehung der Gratspaltdicke S und der Breite B in Abhängigkeit des Durchmessers D_S für rotationssymmetrische Bauteile folgendermaßen dargestellt werden:

$$S = 0,016D_S \text{ [mm]}, \quad (4.54)$$

$$\frac{B}{S} = \frac{63}{\sqrt{D_S}}. \quad (4.55)$$

Diese Formel wurde von Voigtländer auf Basis von Betriebsbefragungen empirisch ermittelt.

Vieregge /Vie69/ hat für die Berechnung der Gratspaltdicke S und der Breite B folgende Berechnungsansätze entwickelt:

$$S = 0,017D_s + \frac{1}{\sqrt{D_S + 5}} \text{ [mm]}, \quad (4.56)$$

$$\frac{B}{S} = \frac{30}{\sqrt[3]{D_S \left[1 + \frac{2 \cdot D_S^2}{H_R \cdot (2R_H + D_S)} \right]}}. \quad (4.57)$$

B : Gratbahnbreite [mm]

S : Gratspaltdicke [mm]

D_S : Durchmesser des Schmiedebauteils [mm]

H_R : größte Höhe der Rippen und Zapfen [mm]

R_H : waagerechter Abstand des Mittelpunktes von Rippen und Zapfen von der Querschnittsmitte [mm]

Da sich die Ergebnisse überwiegend auf spezielle Geometrien der Werkstücke beziehen, ist eine allgemein gültige Aussage nur begrenzt möglich.

4.4.1.8 Schmieden ohne Grat (Präzisionsschmieden)

Das Präzisionsschmieden ist ein Sonderverfahren des Gesenkschmiedens, das gratlos im geschlossenen Gesenk durchgeführt wird. Dieser Prozess zeichnet sich besonders durch die sehr hohe erreichbare Genauigkeit und Endkonturnähe aus.

Die Vorteile des Präzisionsschmiedens werden vor allem bei hohen Stückzahlen deutlich, weshalb insbesondere typische Massenprodukte wie Zahnräder (Abb. 4.55) für eine Fertigung durch Präzisionsschmieden geeignet sind.



Abb. 4.55 Beispiele für rotationssymmetrische Präzisionsschmiedeteile

Anforderungen an Werkzeug und Prozess beim Präzisionsschmieden

Um die erhöhten Ansprüche an die Maß- und Formgenauigkeit von Präzisions-schmiedeteilen realisieren zu können, bestehen erhöhte Anforderungen an den Prozess und das Werkzeugsystem. Die Anforderungsliste (Abb. 4.56) ist entscheidend für die später umsetzbare Qualität des Prozesses:

1. Genaue Werkzeugauslegung und -fertigung <ul style="list-style-type: none"> - Schrumpfung des Werkstückes und elastische Werkzeugdehnung vorhalten - Berechnung mit FEM-Methode - Korrektur mit CAD/CAM - System 	4. Werkzeugführung, genaue Stößelführung (geringe Kippung und Verlagerung) <ul style="list-style-type: none"> - Erhöhung der horizontalen Steifigkeit - Schließlagenregelung
2. Hohe Volumen- und Geometriegenaugkeit der Rohteile <ul style="list-style-type: none"> - $\Delta V < 0,5 \%$ - Abschnittslängensteuerung - Vorschubapparat für Abschnittslängeneinstellung - Rohteilpositionierung 	5. Genauigkeit der Prozessführung <ul style="list-style-type: none"> - Reproduzierbare Eigenschaften - konstante Prozessparameter
3. Genaue Temperaturführung <ul style="list-style-type: none"> - $\Delta T < 5 \text{ K}$ - Temperaturregelung - Temperaturmessung im Spulenkörper 	6. Hohe Stabilität des Prozesses <ul style="list-style-type: none"> - Überwachung von Prozessdaten - Überwachung von Bauteilqualitäten
	7. Hohe Reproduzierbarkeit der Prozessparameter der Umformmaschine <ul style="list-style-type: none"> - geringes Führungsspiel der Umformmaschine - hohe Einlegegenauigkeit

Abb. 4.56 Anforderungen an Werkzeug und Prozess beim Präzisionsschmieden

- genaue Werkzeugauslegung und -fertigung,
- hohe Volumen- und Geometriegenauigkeit der Rohteile,
- genaue Temperaturführung,
- Werkzeugführung, genaue Stößelführung, geringe Kippung und Verlagerung,
- Genauigkeit der Prozessführung,
- hohe Stabilität des Prozesses und
- hohe Reproduzierbarkeit der Prozessparameter der Umformmaschine.

4.4.2 Verfahrensablauf

Grundsätzlich lässt sich die industrielle Prozesskette zur Herstellung von Schmiedeteilen in folgende Einzelschritte unterteilen:

- Trennen von Rohteilen,
- Rohtelerwärmung,
- Vorformen/Masseverteilung,
- Vorschmieden/Fertigschmieden,
- Abgraten und Lochen,
- Abkühlung und Wärmebehandlung.

In den Kapiteln 4.4.2.1 bis 4.4.2.6 werden diese Prozessschritte im Einzelnen vorgestellt.

4.4.2.1 Trennen von Rohteilen

Für die Herstellung von Rohteilen aus Knüppeln oder Stäben (Abb. 4.57) für eine umformende Weiterverarbeitung werden Verfahren des Zerteilens (Scheren) oder des Spanens (Sägen, Abstechdrehen) verwendet.

Diese Fertigungsverfahren gehören entsprechend der Einteilung in DIN 8580 zur Hauptgruppe „Trennen“.

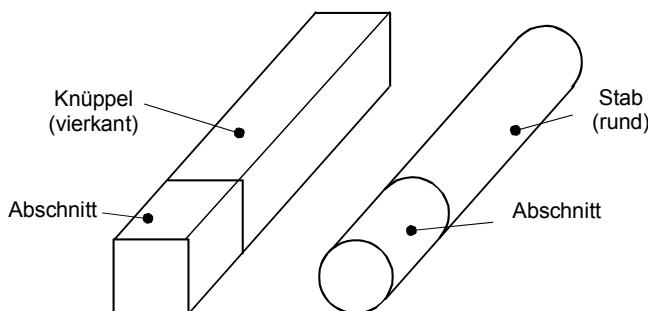


Abb. 4.57 Knüppel und Stäbe als Halbzeuge für das Scheren von Rohteilen

Sägen

Das *Sägen* findet in der Regel dann Anwendung, wenn

- größere Querschnitte ($> 120 \text{ mm}$) getrennt werden müssen,
- sehr genaue Rohteile benötigt werden (Präzisionsschmieden, Kaltumformung),
- kleinere und mittlere Losgrößen herzustellen sind oder
- sehr flache/kurze Abschnitte ($l/d \leq 0,3$) benötigt werden /VDI3144/.

Bei den heutigen hartmetallbestückten Sägeblättern werden hohe Trenngeschwindigkeiten aufgrund von Schnittgeschwindigkeiten von bis zu 100 m/min bei Vorschüben je Zahn im Bereich von $0,1\text{--}0,4 \text{ mm}$ erreicht (Trenngeschwindigkeit v_{Trenn} bis 120 mm/min). Als Nachteil ist der Materialverlust durch Späneabfall zu nennen.

Scheren

Das *Scheren* wird nach DIN 8588 als ein mechanisches Trennen von Werkstücken ohne Entstehen von „formlosem Stoff“, d.h. ohne Anfall von Spänen, definiert /DIN8588/.

Das Scheren von Halbzeug aus Knüppeln, Stäben oder Draht ist durch hohe Stückleistungen und kurze Taktzeiten (1 Sekunde und weniger) gekennzeichnet. Übliche Anwendungsbereiche in der Praxis sind die Verarbeitung von Halbzeugen mit Querschnitten von $5\text{--}120 \text{ mm}$.

Ein Sonderverfahren ist das Schlagschneiden, bei dem ein Werkzeug mit einer Geschwindigkeit von mindestens 3 m/s auf das Material trifft. Dieses Verfahren ist jedoch auf Drähte mit einem Durchmesser von maximal 20 mm beschränkt /Opp03/.

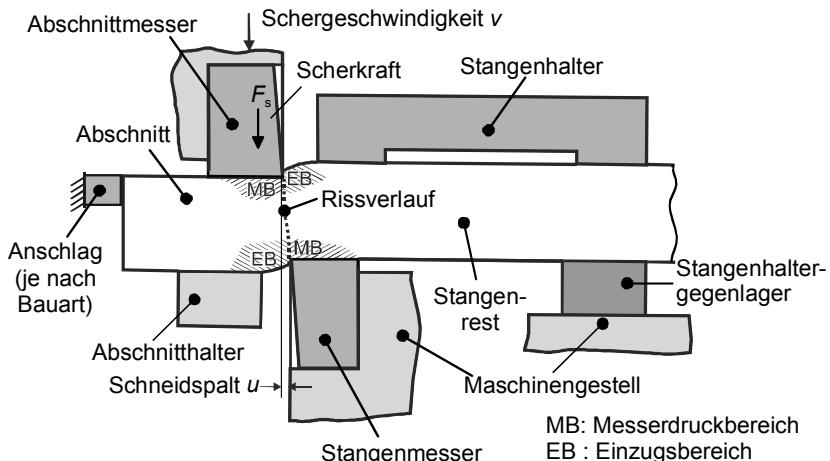


Abb. 4.58 Vorgang des Scherens und prinzipieller Werkzeugaufbau /Har87, Sch74/

In Abb. 4.58 ist der prinzipielle Schervorgang beim Scheren mit Abschnitts- und Stangenhalter im Moment des Trennens von Abschnitt und Stangenrest dargestellt /Har87, Sch74/. Während des Schervorgangs wird der Stangenrest zwischen Stangenhalter und feststehendem Stangenmesser sowie Stangenhaltergegenlager eingespannt.

Verfahrensablauf des Schervorgangs

Beim Schervorgang bewegen sich zwei Messer aneinander vorbei und trennen dadurch den dazwischen liegenden Werkstoff. Dieser Vorgang läuft nach dem Ausgleich von Lagerspielen und Setzerscheinungen im Wesentlichen in folgenden Phasen ab (nach /Fle91/):

- Aufsetzen des Abschnittsmessers unter Überwindung von Spiel sowie der elastischen und plastischen Verformung der Stange (Abb. 4.59a).
- Eindringen der Messer in die Stange (Schneidvorgang) (Abb. 4.59b, Abb. 4.60b, Abb. 4.62a).
- Trennvorgang durch einen Bruch des Restquerschnitts (Abb. 4.59c, Abb. 4.60c, Abb. 4.62c).

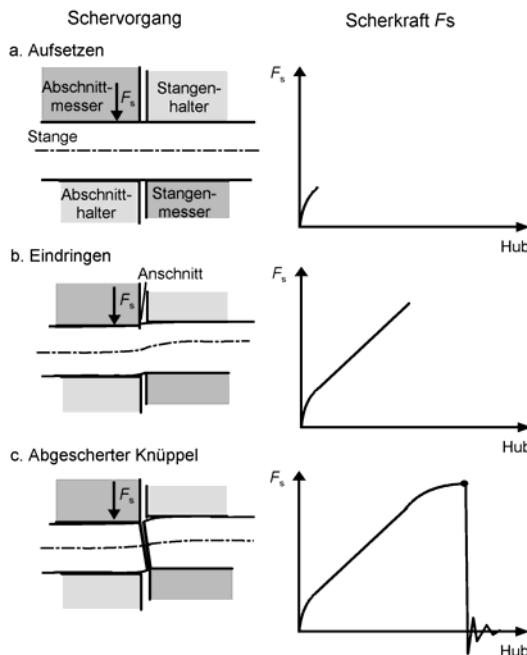


Abb. 4.59 Phasen des Schervorgangs mit Bewegungsablauf der Messer und Kraftverlauf über den Hub des Schermessers (schematisch) /Har87/

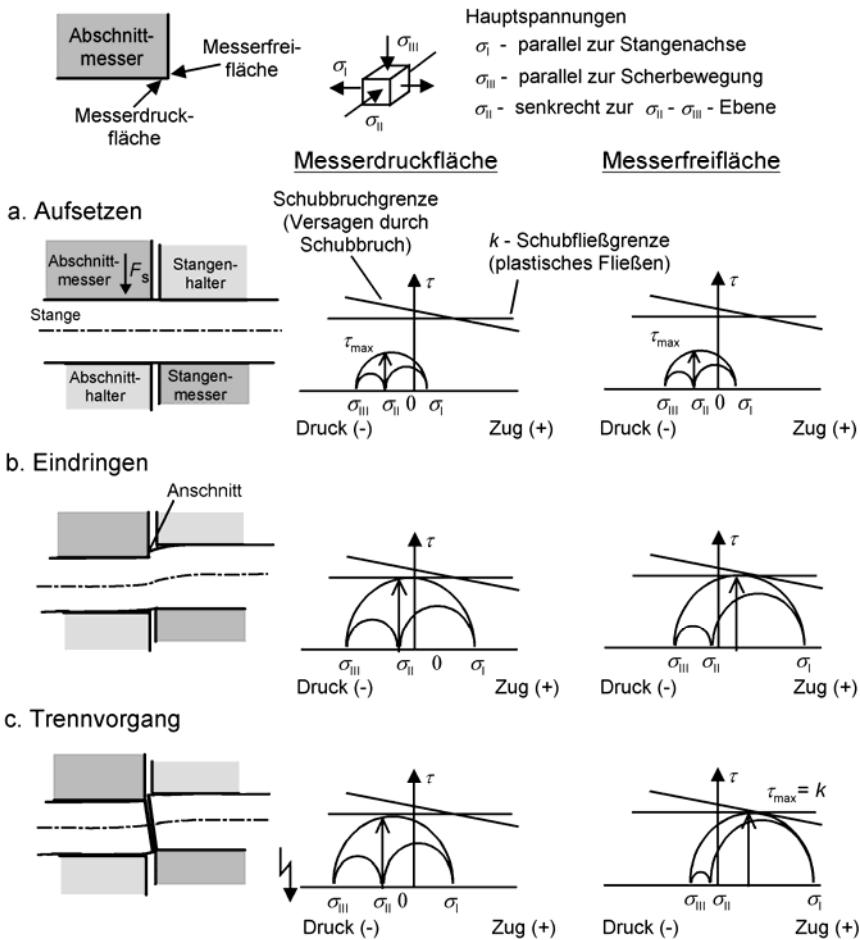


Abb. 4.60 Spannungszustände an der Messerschneide in Mohrscher Darstellung (/Har87/)

Rissentstehung und Rissfortschritt

Der Trennvorgang beim Scheren lässt sich durch Anwendung der Vergleichsspannungshypothesen nach Tresca und v. Mises beschreiben. Dabei wird das zu unterschiedlichen Zeitpunkten des Schervorgangs wirksame Spannungsfeld in der Scherzone dargestellt und die Hauptspannungen in Mohrscher Darstellung (vgl. Kap. 2.5.3.8) abgeleitet (Abb. 4.60) /Har87/.

Unter der Annahme, dass bei einem räumlichen Hauptspannungszustand $\sigma_{\parallel} < \sigma_{\perp} < \sigma_1$ ist, berechnet sich die größte Schubspannung τ_{\max} , unter der plastische Verformungen ausgelöst, nach Tresca zu (vgl. Kap. 2.5.3.8):

$$\tau_{\max} = \frac{1}{2}(\sigma_I - \sigma_{III}). \quad (4.58)$$

Die Vergleichsspannung- berechnet sich zu (Tresca):

$$\sigma_{v,T} = 2\tau_{\max} = \sigma_I - \sigma_{III} = k_f = 2k. \quad (4.59)$$

- k_f : Fließspannung
 k : Schubfließgrenze

Das Formänderungsvermögen, ausgedrückt durch den Umformgrad φ , wird durch die mittlere Normalspannung σ_m , d.h. den hydrostatischen Spannungszustand, beeinflusst. Die mittlere Normalspannung σ_m wird wie folgt bestimmt:

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III}). \quad (4.60)$$

Nach dem Aufsetzen des Schermessers finden ein Ausgleich von Lagerspielen und Setzerscheinungen statt. Die Hauptspannungen $\sigma_{||}$ und σ_{\perp} an der Messerschneide liegen im Druckbereich, die Hauptspannung σ_I im Zugbereich. Mit dem fortschreitenden Hub des Schermessers steigt die Hauptspannung σ_I weiter an, bis τ_{\max} , die Schubfließgrenze nach Tresca, erreicht wird und durch das Eindringen des Messers in die Stange ein Anschnitt entsteht (Abb. 4.60b).

Der Bereich der plastischen Verformung vergrößert sich bis durch Überschreitung des Formänderungsvermögens der Trennvorgang der gesamten Stange erfolgt (Abb. 4.60c).

Durch die plastische Verformung entsteht eine Ebene größten Porenwachstums, welche stark vom wirksamen Spannungsfeld abhängig ist. Nach Rice und Tracy /Ric71/ gilt für das Wachstum von Poren folgende Beziehung:

$$\frac{d\delta_0}{d\varphi_v} \approx \delta_0 \exp^{\frac{\sigma_m}{\sigma_v}}. \quad (4.61)$$

- δ_0 : Korngröße σ_m : mittlere Spannung
 φ_v : Vergleichsformänderung σ_v : Vergleichsspannung nach Tresca

Gl. (4.61) drückt den Zusammenhang zwischen Spannungsfeld und Porenwachstum aus, wobei das Porenwachstum bevorzugt in den Bereichen auftritt, in denen der Exponent σ_m bezogen auf die Vergleichsspannung σ_v positive Maximalwerte annimmt (Abb. 4.60).

Die Porenvergrößerung wird in Abb. 4.61 und Abb. 4.62 durch die Linie $\sigma_m/\sigma_v = \max$ wiedergegeben. $\underline{\sigma}_v$ ist die Ebene der maximalen Vergleichsspannungen σ_v , $\underline{\varphi}_v$ ist die Ebene des maximalen Vergleichsumformgrads φ_v .

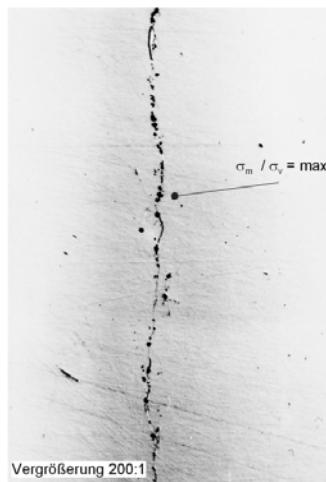
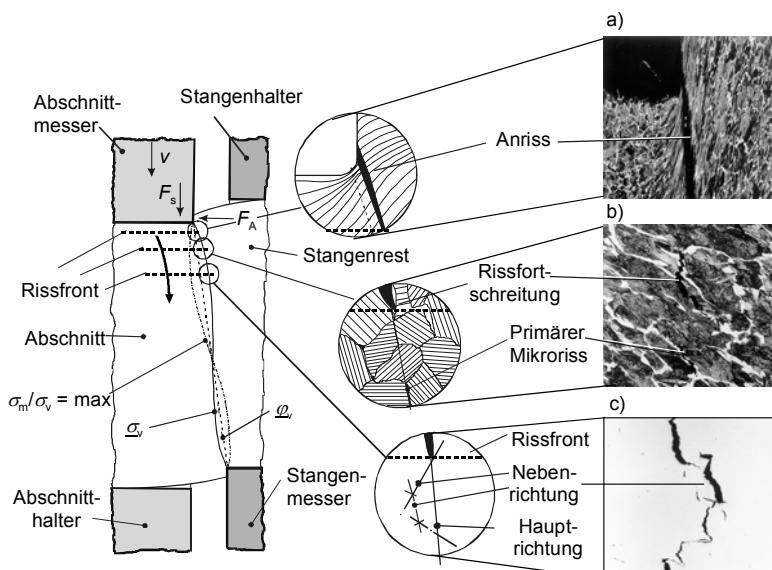


Abb. 4.61 Porenvergrößerung und Mikrorissentstehung beim Scheren in Bereichen mit $\sigma_m/\sigma_v = \max$ (Schliffbild) /Har87/



- $\underline{\sigma}$: Isolinie mit $\sigma_v = \max = \text{konst.}$
- $\underline{\varphi}$: Isolinie d. Vergleichsumformgrades
- σ_m : mittl. Druck-Normalspannung
- σ_v : max. Vergleichsspannung
- F_s : Scherkraft
- F_A : Abdrängkraft
- v : Schergeschwindigkeit

Abb. 4.62 Rissfortschrittsmechanismus beim Scheren /Har87/

Da Poren durch ihre Kerbwirkung zur Mikrorissentstehung führen, liegt mit steigender plastischer Verformung hier eine Anhäufung von Mikrorissen vor. Für die Vereinigung von Anriss und Mikrorissen zu einer geschlossenen Bruchfront ist die Ebene der maximalen Vergleichsspannungen σ_v in der Scherzone verantwortlich (vgl. Abb. 4.62).

Da sich die Mikrorisse durch Hindernisse im Gefügeaufbau nicht auf direktem Wege miteinander verbinden können, wird der Riss in Richtung der Linie σ_v gelenkt. Je näher der Riss aber an diese Linie heranwächst, desto größer werden die Druckspannungsanteile in der Vergleichsspannung σ_v . Der steigende Druckspannungsanteil bewirkt, dass der Riss gestoppt und wieder in Richtung der Linie größten Porenwachstums $\sigma_m / \sigma_v = \max$ umgelenkt wird.

Auf diese Weise können sich die Mikrorisse zu einer geschlossenen Bruchfront verbinden. Wenn die Druckverhältnisse diese gewünschte Rissentwicklung nicht zulassen, entstehen Scherfehler wie ein ungerader Schnitt oder Ausbrüche (vgl. Tabelle 4.4) /Har87/.

Um einen reproduzierbaren Rissverlauf zu erzielen, müssen alle Parameter konstant gehalten werden:

- Maschine,
- Werkstück (Werkstoff, Gefüge, Geometrie),
- Reibungsverhältnisse (Zunder, trockene oder verölte Stäbe) und
- Messerzustand (Verschleiß).

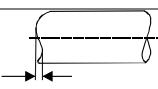
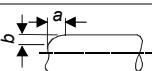
Veränderungen dieser Parameter bedeuten einen anderen Gesamtspannungszustand in der Scherzone und führen so zu einem veränderten Rissverlauf.

Eigenschaften von Scherflächen

Die Trennflächen von abgescherten Werkstücken weisen kennzeichnende Merkmale und typische Fehler auf. Diese sind in Tabelle 4.4 mit ihren wesentlichen Ursachen beschrieben und nach absteigender Häufigkeit geordnet. Scherfehler werden eingeteilt in /Met72/:

- Merkmale, die nur auf einem Teil der Scherfläche entstehen wie Zipfel und Ausbrüche,
- Merkmale, die auf der gesamten Scherfläche auftreten wie Welligkeit und Rauigkeit,
- Verformungen des Abschnitts, die zu Abweichungen des Standwinkels führen sowie
- Verfestigung und Rissbildung, letztere bei ungünstigen Werkstoffen oft in Form der verzögerten Rissbildung aufgrund von Eigenspannung und Alterung /Oud79, Sch74/.

Tabelle 4.4 Typische Fehler und Merkmale an Schereteilen (nach /Spu84/)

	Fehlerbezeichnung	Einflussfaktor/Ursache
	1. Unebenheit der Schnittfläche	a) Werkzeuggeschwindigkeit b) Schneidspalt c) Härte des Stabs d) Schärfe der Schneide e) Spiel zwischen Stab und Werkzeug
	2. Standwinkel Ψ	a) Schneidspalt b) Spiel zwischen Stab und Werkzeug
	3. Einzug a = Länge b = Tiefe	a) Schneidspalt b) Schärfe der Schneide
	4. Druckflächenverformung a = Länge b = Tiefe	a) Abstützung des Abschnitts b) Spiel zwischen Stab und Werkzeug
	5. Schnitt-/Bruchflächenverhältnis $= a/b$ a = Schnittfläche b = Bruchfläche	Schnittflächentiefe wird verringert durch größere Werkzeuggeschwindigkeit und Schärfe der Schneide
	6. Zipfel	a) Schneidspalt
	7. Zunge	a) Werkzeuggeschwindigkeit b) Schneidspalt c) Schärfe der Schneide
	8. Ausbruch	a) Werkzeuggeschwindigkeit b) Schneidspalt

Einflussgrößen auf die Scherflächenausbildung

Die Beschaffenheit des geschnittenen Abschnitts, die sich aus dem Schervorgang als gesteuerter Bruchverlauf ergibt, wird durch die Wechselwirkung zwischen den folgenden Einflussfaktoren bestimmt /Har87, Kie65, Sch74/:

- Maschine: horizontale und vertikale Steifigkeit, Schergeschwindigkeit, Anordnung der Werkzeuge,
- Werkzeug: Messer, Schneidengeometrie, Schneidspalt, Hinterschliff, Schneidenzustand, Messerwerkstoff, Stangen- und Abschnitthalter (Werkstückhalterung),
- Reibung: zwischen Werkstück und Werkzeug und
- Werkstückeigenschaften: Werkstoff, Festigkeit, Duktilität, Gefügeausbildung, Werkstofftemperatur, Form, Oberflächenbeschaffenheit, Querschnittsmessung, Abschnittslänge.

Maschinen für das Scheren

Für die Krafterzeugung bei Scheranlagen stehen zwei unterschiedliche Wirkmechanismen zur Verfügung. Bei *hydraulischen* Scheren (vgl. Abb. 4.63 rechts) wird die Kraft durch Aufbau eines Drucks in einem Ölzyylinder erzeugt, der die Kraft auf den Scherschlitten überträgt. Die Vorteile einer hydraulischen Schere sind im Wesentlichen die unabhängig vom Weg konstant verfügbare Kraft sowie die genaue Dosiermöglichkeit der Kraft.

Alternativ wird bei einer *mechanischen* Schere das Abschnittsmesser (vgl. Abb. 4. links) durch eine Exzenterwelle über den Scherschlitten angetrieben. Im Vergleich zur hydraulischen Schere ist mit einem mechanischen Antrieb eine größere Arbeitsgeschwindigkeit der Schermesser möglich.

Der Vorschub der Stangen in die Messer erfolgt durch einen Rollgang oder durch Einschubapparate. Beim Rollgang liegt die Stange auf Rollen, die durch servoelektrische Motoren angetrieben werden. Die Einstellung der Abschnittslänge erfolgt durch Anschläge (Abb. 4.58). Bei Einschubapparaten erfolgt der Antrieb hydraulisch. Auf Anschläge kann hierbei verzichtet werden, da die Stangen durch Zangen auf der Einlaufseite geklemmt und um die vorgewählte Abschnittslänge hydraulisch weiter geschoben werden.

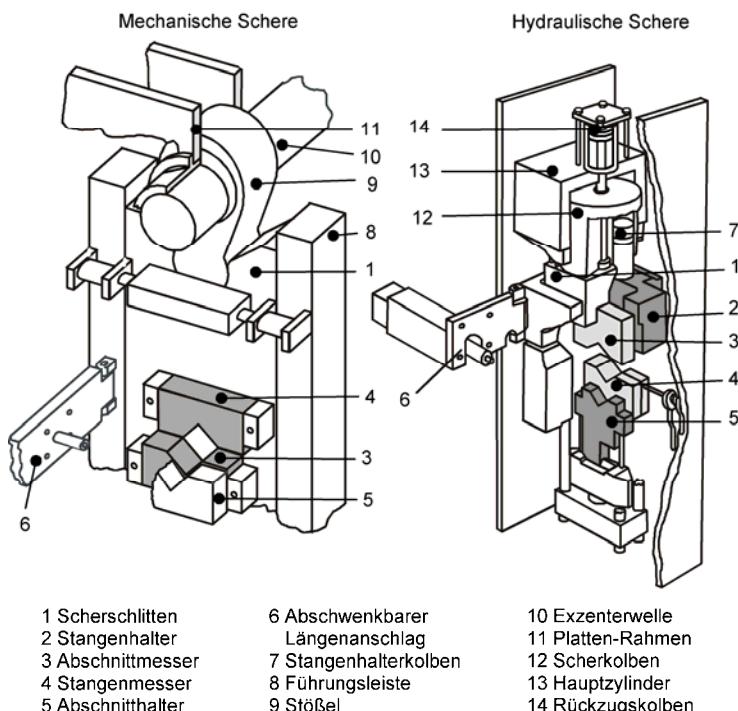


Abb. 4.63 Scheren mit mechanischem und hydraulischem Krafterzeugungsprinzip /Har87/

Werkzeuge zum Scheren

In Abb. 4.64 sind die praxisüblichen Werkzeug- und Werkstückhalteranordnungen sowie deren Wirkungsweisen gegenübergestellt /Sol72/. Die Scherverfahren lassen sich in vier Gruppen einteilen:

1. Offene Schermesser ohne Stangen- und Abschnitthalter (freies Scheren)
2. Ein geschlossenes Schermesser mit Stangenhalter
3. Zwei geschlossene Schermesser mit Stangen- und Abschnitthalter
4. Zwei geschlossene Schermesser mit Stangen- und Abschnitthalter, zusätzlich Druckvorspannung F_a der Scherzone

Mit der Verbesserung der Abstützung des Werkstücks beim Schervorgang durch die Werkzeuge selbst sowie durch die Verwendung von Werkstückhaltern nehmen die Verformungen an Abschnitt und Stangenrest ab /Har87, Kle85/. Dies geschieht durch die steigende Begrenzung der möglichen plastischen Verformung sowie ein Anwachsen der Druckspannungen in der Scherzone /Sol72/.

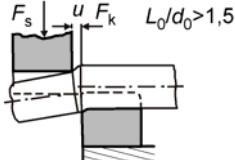
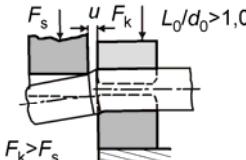
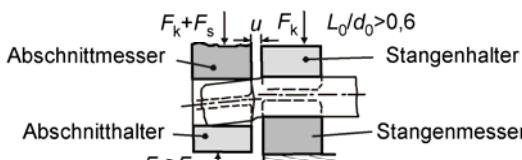
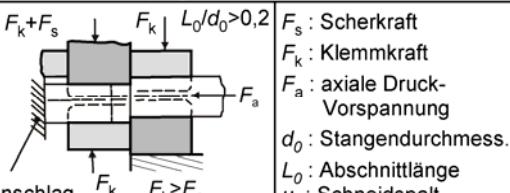
	Scherverfahren	Werkzeugprinzip
1	Offene Schermesser ohne Stangen- und Abschnitthalter	
2	Ein geschlossenes Schermesser mit Stangenhalter	
3	Zwei geschlossene Schermesser mit Stangen- und Abschnitthalter	
4	Geschlossene Schermesser mit Stangen- und Abschnitthalter, zusätzlich Druckvorspannung F_a der Scherzone	

Abb. 4.64 Klassifizierung der Scherverfahren /Sol72/

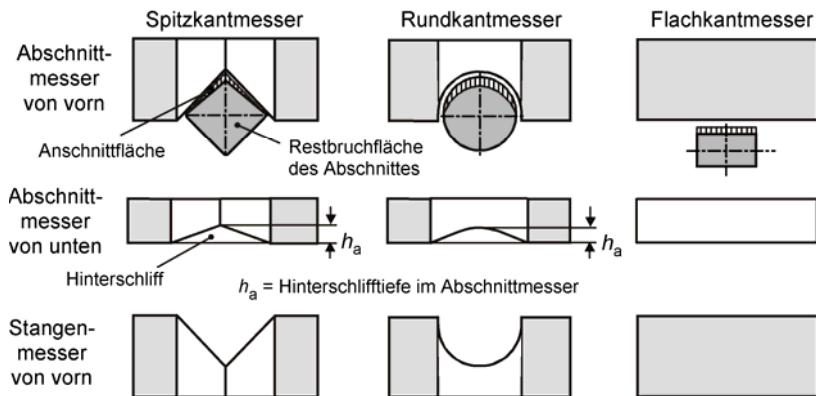


Abb. 4.65 Querschnittsformen typischer Scherwerkzeuge

Messerformen und Hinterschliff von Schermessern

Die Messerform richtet sich nach der Form der zu bearbeitenden Werkstücke /Wep72/. Die Messerformen Flach-, Spitz- und Rundkantmesser finden jeweils bei der Bearbeitung von flachen, spitzen (eckigen) und runden Halbzeugen Verwendung (vgl. Abb. 4.65). Diese Bezeichnungen beziehen sich auf die Form der Druckfläche der Messer.

Nach Zabel /Kie65/ ist beim Scheren von Rund- und Vierkantmaterial ein auf den veränderlichen Werkstückquerschnitt bezogener Hinterschliff h_a notwendig, um fehlerfreie Scherflächen zu erzeugen (vgl. Abb. 4.66). Während des Schervorgangs wird der Schneidspalt um den Betrag Δu durch Verschiebung, Verformung und Kippung des Abschnittmessers in Richtung des Anschlags aufgeweitet (vgl. Abb. 4.67).

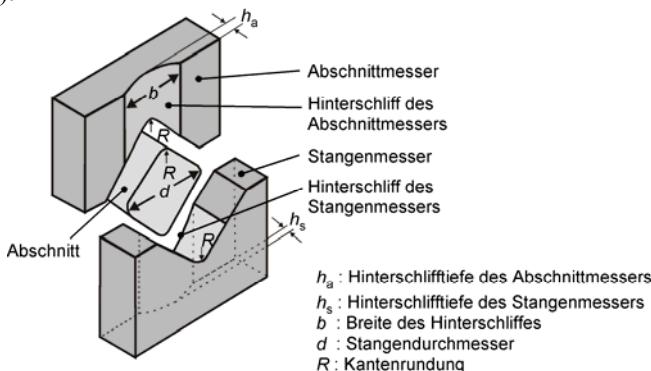


Abb. 4.66 Hinterschliff an Spitzkantschermessern /Fle91/

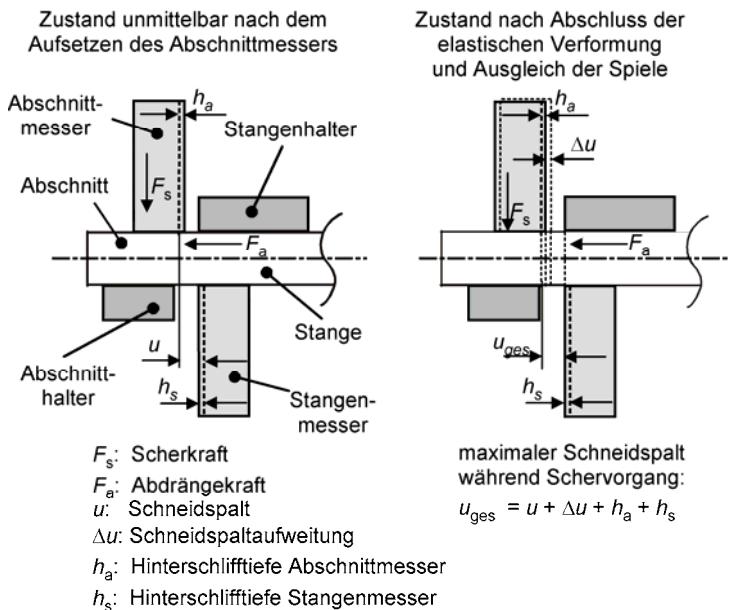


Abb. 4.67 Schneidspalt u und Schneidspaltaufweitung Δu während des Scherens /Fle91/

Dieser Betrag ist von der Abdrängkraft F_a und der horizontalen Steifigkeit der Maschine abhängig. Mit dem Hinterschliff wird erreicht, dass über den Querschnitt (vgl. Abb. 4.66) prozentual etwa der gleiche Schneidspalt vorliegt.

Der optimale Schneidspalt hängt von den Werkstoffeigenschaften, der Art der Abstützung von Stange und Abschnitt im Werkzeug, dem Scherverfahren, der Gestaltung der Messer und weiteren Parametern ab. Richtwerte für Stähle enthält die VDI-Richtlinie 3144. Danach sollen die Schneidpalte für weiche Stähle 5–10 %, für zäh-harte Stähle 3–5 % und für spröde Stähle 1–3 % der Werkstückhöhe betragen. Die genaue Einstellung erfolgt in der Praxis in der Regel iterativ /VDI3144/.

Schneidspalt und Schneidspaltaufweitung

Der Schneidspalt zwischen Abschnitt- und Stangenmesser hat einen wesentlichen Einfluss auf die Ausbildung der Scherfläche und damit den Standwinkel ψ und die Volumenreproduzierbarkeit der Scherstücke (**Abb. 4.67**) /Fle91/.

Während des Schervorgangs bewegen sich das Abschnittmesser und Stangenmesser (vgl. Abb. 4.58) bis zum Aufsetzen des Abschnittmessers auf das Werkstück zunächst mit einem Abstand des Schneidspalts u parallel aufeinander zu.

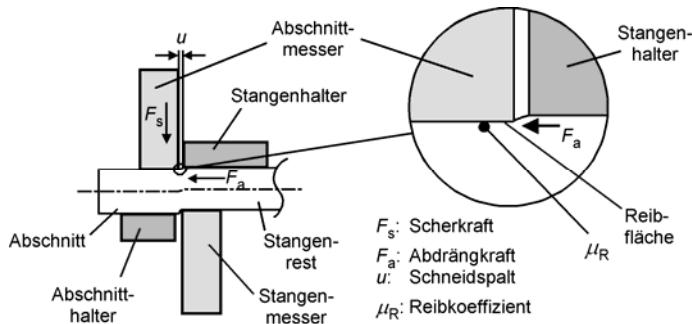


Abb. 4.68 Reibfläche des Abschnittmessers bei elastischer Verformung des Abschnitts

Während des Schervorgangs kommt es zu einer Schneidspaltaufweitung Δu , die aus der Abdrängung des Abschnittmessers in Richtung des Abschnitts (in Abb. 4.67 nach links) resultiert. Der maximale Schneidspalt u_{ges} setzt sich aus folgenden Komponenten zusammen (vgl. **Abb. 4.67**):

- dem Schneidspalt u (konst.),
- den Hinterschliffen h_a und h_s (konst.) und
- der Schneidspaltaufweitung Δu (veränderlich).

Die Größe der Schneidspaltaufweitung Δu ist dabei abhängig von der horizontalen Steifigkeit der Schere sowie den vorherrschenden Reibungsbedingungen zwischen Stange und Abschnittsmesser.

Reibungsverhältnisse zwischen Werkstück und Werkzeug

Ein signifikanter Einfluss auf die Ausbildung der Scherfläche ist durch die Reibungsverhältnisse in der Kontaktzone zwischen Werkstück und Werkzeug gegeben (vgl. Abb. 4.68). Fleischer berichtet, dass über die Reibzahl zwischen Abschnittsmesser und Abschnittsoberfläche das Scherergebnis deutlich beeinflussbar ist. Dies ergibt sich über den Vergleich des Scherergebnisses von trockenen und angefeuchteten Knüppeln bei gleichem Schneidspalt u /Fle88/.

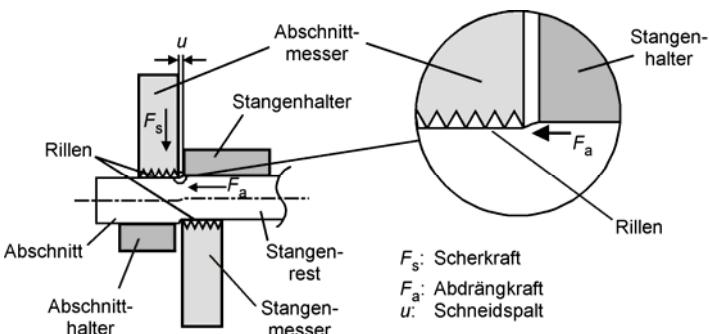


Abb. 4.69 Rillenmesser /Fle88/

Unterschiedliche Reibungsverhältnisse können durch die Verwendung eines Schermessers mit einer Riffelung in der Nähe der Schnittfläche (Rillenmesser) wirksam ausgeglichen werden (vgl. Abb. 4.69). Die Rillen bewirken während der Eindringphase einen Formschluss zwischen Werkstück und Werkzeug, so dass unabhängig vom Reibungszustand das Abgleiten der Schermesser vermieden wird.

Fleischer berichtet, dass die sonst üblichen Scherfehler, die mit normalen Schermessern bei veränderlichen Reibungsverhältnissen aufgetreten sind, durch die Verwendung von Rillenmessern vermieden werden können. Es muss jedoch abgewogen werden, ob der Rillenabdruck im gescherten Rohteil zu Fehlern in der Weiterbearbeitung führen kann /Fle88/.

Werkstückeigenschaften

Die Scherbarkeit von Halbzeug wird wesentlich durch die Eigenschaften des Werkstückwerkstoffs bestimmt. Gut scherbar sind im Allgemeinen Stähle mit Kohlenstoffgehalten zwischen 0,2 und 0,35 %. Folgende scherspezifische Werkstoffeigenschaften sind maßgeblich für die Scherbarkeit von Stählen /Fle88/:

- Festigkeits-Duktilitäts-Verhalten,
- Duktilitäts-Temperatur-Verhalten (Abb. 4.70),
- Gefügeausbildung im Hinblick auf Art und Gleichmäßigkeit und
- Eigenspannungen des Halbzeugs vor dem Scheren, bestimmt durch die Herstellbedingungen.

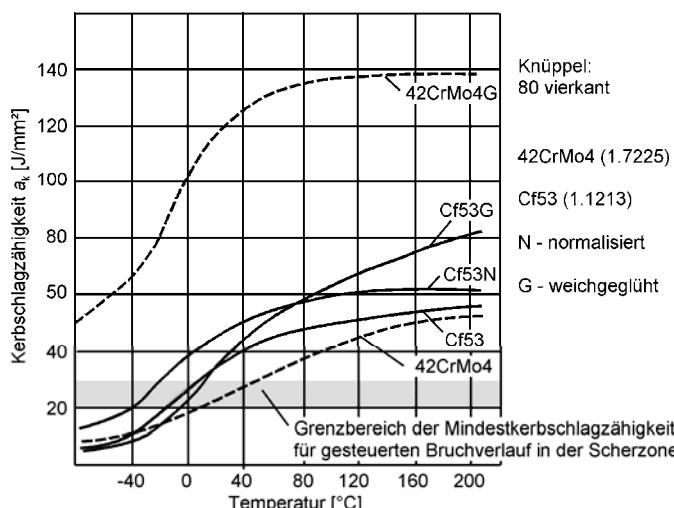


Abb. 4.70 Einfluss der Temperatur auf die Zähigkeit als Voraussetzung für einen gesteuerten Bruchverlauf /Fle88/

Die Scherbarkeit eines Werkstoffs kann durch Festigkeitsunterschiede, die beim Abkühlen nach dem Walzen entstehen, beeinträchtigt werden. Stähle mit einem Kohlenstoffgehalt über 0,35 % werden als rissgefährdet eingestuft, wenn sie nach dem Walzen zu schnell abgekühlt werden /Sch74/. Fleischer ermittelte eine erforderliche Mindest-Duktilität für einen gesteuerten Bruchverlauf beim Scheren. Als Anhaltswert für diese Mindest-Zähigkeit kann die temperatur-abhängige Kerbschlagzähigkeit a_k herangezogen werden (Abb. 4.70) /Fle88/.

Volumenschwankungen beim Scheren

Die Genauigkeit der gescherten Abschnitte beeinflusst die erreichbare Bauteilqualität, wie z.B. die Formfüllung der Schmiedebauteile, und die Belastung der Gesenke beim Schmieden. Für Rohteile beim gratlosen Gesenkschmieden sind Volumenschwankungen von $\pm 0,5\%$ einzuhalten. Für das Präzisionsschmieden werden teilweise noch höhere Anforderungen an die Genauigkeit gestellt.

Als Material wird Stabmaterial (rund) und Knüppelmaterial (vierkant) eingesetzt, wobei das Knüppelmaterial gegenüber Stabmaterial über 50 mm einen erheblichen Preisvorteil aufweist, aber durch große Maßabweichungen charakterisiert ist /Har87/.

Die Volumenschwankungen von Knüppelabschnitten können bis $\pm 4\%$ betragen. Hartke nennt hierzu folgende Einflussfaktoren /Har87/:

System Maschine – Werkzeug:

Der Anteil an der maximalen Volumenschwankung beträgt bis $\pm 0,5\%$ und wird überwiegend durch Fehler bei der Abschnittlängeneinstellung (Anschlag) hervorgerufen. Dieser kann durch einen Zangenvorschub auf $\pm 0,1\%$ reduziert werden.

Werkstück:

Maßabweichungen des Knüppelquerschnitts haben den größten Anteil an den Volumenschwankungen, die bis $\pm 3\%$ betragen können. Mit einem Messsystem, das die Abmessungen des Knüppels vor dem Scheren erfasst, können beschliffene und rohbewalzte Knüppel vor dem Scheren vermessen und der erforderliche Vorschub berechnet werden.

Wechselwirkung Werkstück / System Maschine-Werkzeug:

Unterschiedliche Scherflächenwelligkeiten durch unterschiedliche Werkstück-eigenschaften wie Festigkeitsschwankungen, Oberflächenzustand (Rost, Zunder, Verschmutzung) oder Scherguttemperatur verursachen Volumenfehler von bis zu $\pm 0,5\%$.

Beim Scheren von Stäben mit einem Durchmesser $\varnothing 50\text{ mm}$ und einer Zugfestigkeit von 500 N/mm^2 unter idealen Bedingungen sind Volumenschwankungen von $\pm 0,25\%$ zu erzielen. Voraussetzungen sind ein über die gesamte Stangenlänge homogenes Gefüge, ausgeglichenes Spiele der Schere, unverschlissene Messer und ein stabiler Längenanschlag.

Da diese idealen Bedingungen in der Praxis nicht sicherzustellen sind, sollten die Stangen vor dem Scheren gewogen werden, um die Abschnittslänge entsprechend einzustellen. Gegebenenfalls sind die gescherten Abschnitte vor dem Schmieden zu wiegen und nicht den Vorgaben entsprechende Abschnitte auszusortieren.

Scherkraft

Die Scherkraft wird nach folgender Gleichung überschlägig berechnet:

$$F_s = A_s \cdot k_s. \quad (4.62)$$

Für den Scherwiderstand k_s gilt näherungsweise der Zusammenhang /VDI3144/:

$$k_s = 0,7 \dots 0,8 \cdot R_m. \quad (4.63)$$

R_m : Zugfestigkeit des zu scherenden Werkstoffs

A_s : abzuscherende Querschnittsfläche

F_s : Scherkraft

k_s : Scherwiderstand

Spaltstücke

Flache Werkstücke, wie z.B. Handwerkzeuge, werden häufig aus Spaltstücken geschmiedet. Spaltstücke entstehen durch Abschneiden von Flachmaterial und vereinigen ein Trennen und die Masseverteilung (Abb. 4.71). Dieses Verfahren ist durch einen geringen Werkstoffverbrauch, verlustloses Trennen infolge „Flächenschlusses“ sowie das Entfallen der Masseverteilung gekennzeichnet /Mey77, Voi52/.

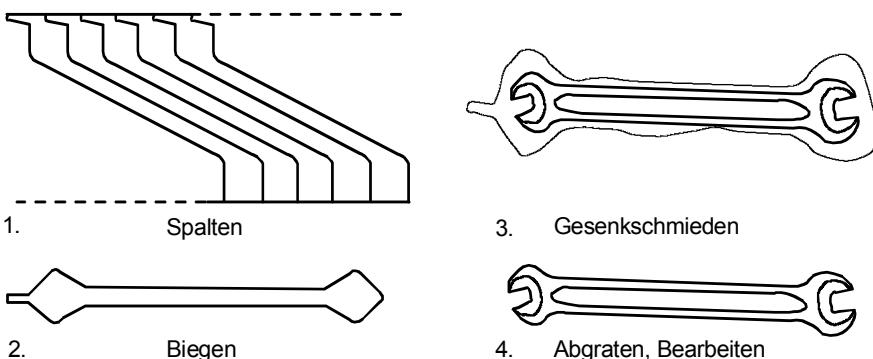


Abb. 4.71 Schmieden vom Spaltstück am Beispiel eines Schraubenschlüssels /Mey77/

4.4.2.2 Verfahren zur Rohteilerwärmung

Zweck der Erwärmung

Mit zunehmender Temperatur sinkt die Fließspannung eines Werkstoffs und damit die für die Formänderung notwendige Kraft. Gleichzeitig steigt das Umformvermögen (vgl. Kap. 2.1).

Die Erwärmung des Rohteils auf Schmiedetemperatur kann bei industriellen Schmiedeprozessen durch indirekte oder direkte Erwärmung erfolgen.

Indirekte Erwärmung in (Gas-, Öl- oder Elektro-) Öfen

Die Rohteile werden durch Konvektion, Wärmeleitung und Wärmestrahlung innerhalb eines Ofens auf Schmiedetemperatur (stationärer Temperaturzustand des Rohteils) erwärmt. Die erforderliche Wärmeenergie wird durch Verbrennung von Brenngasen oder Flüssigbrennstoffen freigesetzt. Daneben finden auch elektrisch beheizte Öfen Anwendung.

Öfen zur indirekten Erwärmung werden nach ihrer Bauart unterteilt in:

- Herd-/Kammerofen (Einlegen und Entnahme durch eine Tür/Klappe),
- Haubenofen (Öffnen/Schließen durch Heben/Senken der Haube),
- Schachtofen (Öffnen/Schließen durch Heben/Senken des Deckels),
- Elevatorofen (Einfahren des Gutes von unten, vertikal) und
- Durchgangsofen mit automatischem Rohteiltransfer (Durchstoß-, Hubbalken- und Rollentransport des Gutes), überwiegend in Schmiedebetrieben eingesetzt.

Ein typischer Ofen für Einzel- oder Chargenerwärmung (Abb. 4.72) ist aus den folgenden Baugruppen aufgebaut:

- Außenhaut (Blech),
- Isolation (feuerfeste Ausmauerung, Schamottstein),
- Anordnung der Brenner seitlich,
- Abgasrohr zur Führung der Verbrennungsgase (z.B. zur Wärmerückgewinnung).

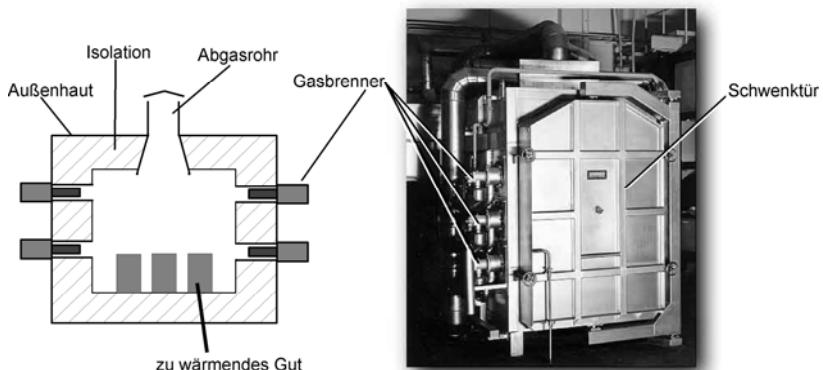


Abb. 4.72 Aufbau eines gasbeheizten Kammerofens (Quelle: www.abis-gmbh.de)

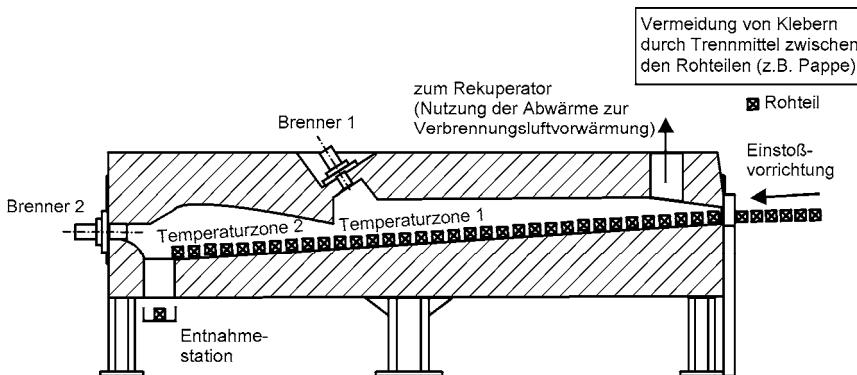


Abb. 4.73 Aufbau eines gasbeheizten Kammerofens nach dem Durchstoßprinzip

Für die getaktete Rohtelerwärmung (Abb. 4.73) im industriellen Schmiedebetrieb werden i.d.R. Durchstoßöfen eingesetzt, welche im gleichen Takt wie die nachgeschalteten Schmiedeanlagen arbeiten. Neben dem Durchstoßprinzip eines Kammerofens bestehen weitere Möglichkeiten, die Rohteile im Ofen zu transportieren, wie z.B.:

- Hubbalkentransport (taktweiser Transport) und
- Rollentransport (kontinuierlicher oder taktweiser Transport).

Bei diesen Varianten kann ein Berühren und damit ein Aneinanderhaften der erwärmten Rohteile vermieden werden. Für beide Varianten gilt jedoch, dass die Konstruktion deutlich aufwendiger ist.

Vorteile des Durchstoßprinzips:

- einfacher Aufbau, durch Schmiedebetrieb selbst realisierbar,
- sehr flexibel für unterschiedliche Roteiliformate und
- sehr einfache Instandhaltung und geringe Betriebskosten.

Nachteile des Durchstoßprinzips:

- lange Wärmzeiten (3–4 Stunden), um Knüppel auf stationären Temperaturzustand zu erwärmen,
- bei Spaltstücken Erwärmung nur über geringe Flächenanteile,
- bei Betriebsunterbrechungen führt das Verbleiben der Rohteile im Ofen zu starker Verzunderung und Entkohlung der Rohteile und
- Rohteile neigen bei hohen Temperaturen und unter der Wirkung der Durchstoßkräfte zum Kleben, deshalb i.d.R. Trennmittel zwischen den Rohteilen.

Vorteile der indirekten Erwärmung:

- geringe Energiekosten (bei Einsatz einer Verbrennungsluft-Vorwärmung aus dem Abgas, Rekuperator) bei mittleren Anschaffungskosten und
- vielfältige Roteiliformate erwärmbar.

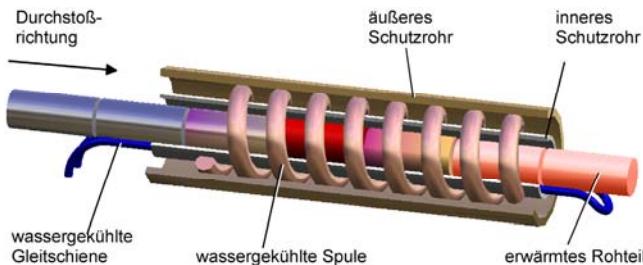


Abb. 4.74 Aufbau eines Induktors zur induktiven Durchstoßwärmung von Stangenabschnitten

Nachteile der indirekten Erwärmung:

- schlechte Regelmöglichkeiten (Totzeit/Ansprechzeit),
- lange Verweildauer der Rohteile im Ofen (3–4 Stunden, infolgedessen Verzunderung und Entkohlung),
- starke Geräuschentwicklung durch Brenner und Gebläse (bei brennstoffbeheizten Öfen) und
- Wärmeverluste beim Öffnen der Türen.

Direkte Erwärmung durch Induktion oder unmittelbaren Stromdurchgang

Bei der Induktionserwärmung werden durch ein äußeres, elektromagnetisches Wechselfeld im zu erwärmenden Rohteil Wirbelströme induziert, welche zur Erwärmung des Rohteils führen. Eine Erwärmung durch unmittelbaren Stromdurchgang wird erzielt, wenn das zu erwärmende Rohteil elektrisch mit einer Stromquelle verbunden und so der Stromkreis geschlossen wird (konduktiv).

Erwärmung durch Induktion

Das Rohteil befindet sich innerhalb einer Spule (Abb. 4.74), die von Wechselstrom durchflossen wird. Dabei induziert das sich zeitlich ändernde Magnetfeld der Spule in dem Rohteil Kreis- bzw. Wirbelströme (Abb. 4.75).

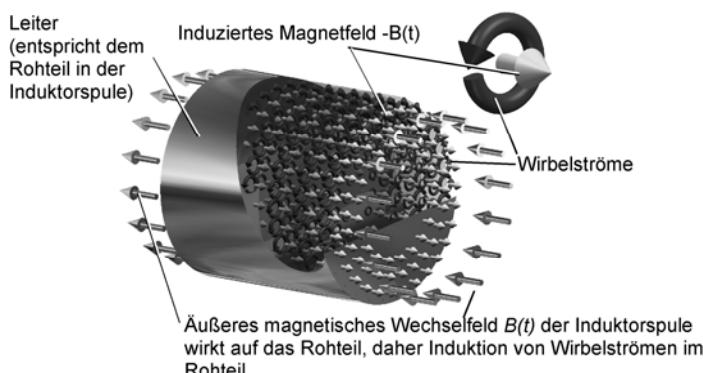


Abb. 4.75 Induktion von Wirbelströmen in einem Leiter

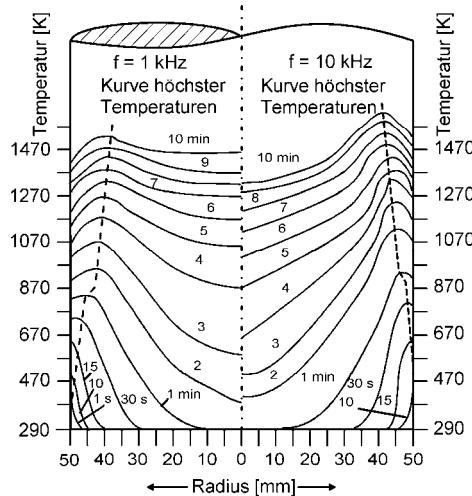


Abb. 4.76 Temperaturprofil/Durchwärmzeit bei induktiver Erwärmung /Rwe84/

Aufgrund der elektrischen Leitfähigkeit und der Kreisströme wird im Rohteil Energie umgesetzt, die die gewünschte Erwärmung des Rohteils bewirkt. Die Energieumsetzung erfolgt überwiegend in der Randzone des Rohteils (Stromverdrängung, Skineffekt), so dass ein Temperaturgefälle (vgl. Abb. 4.76) zwischen der Randzone und dem Kern besteht. Ein Ausgleich von Rand- und Kerntemperatur erfolgt nur durch Wärmeleitung innerhalb des Rohteils.

Vorteile der induktiven Erwärmung:

- geringe Erwärmungszeit, damit geringe Verzunderung und Randentkohlung,
- schnelle Betriebsbereitschaft und sehr gut automatisierbar.

Nachteile der induktiven Erwärmung:

- keine homogene Temperaturverteilung im Rohteil,
- Induktor muss zur wirtschaftlichen Erwärmung an Roteildurchmesser angepasst werden,
- starke Geräuschentwicklung des Induktors sowie
- hohe Anschaffungskosten.

Stromeindringtiefe:

Auf die Stromeindringtiefe δ nehmen die Frequenz des elektromagnetischen Wechselfelds f , die elektrische und thermische Leitfähigkeit ρ des zu erwärmenden Werkstoffs sowie dessen relative Permeabilität μ_r maßgeblichen Einfluss. Die relative Permeabilität μ_r beschreibt den Zusammenhang zwischen magnetischer Feldstärke und magnetischer Flussdichte im Vergleich zum Vakuum. Mit der Frequenz f ändert sich die Stromeindringtiefe δ (Abb. 4.77), sie lässt sich wie folgt abschätzen:

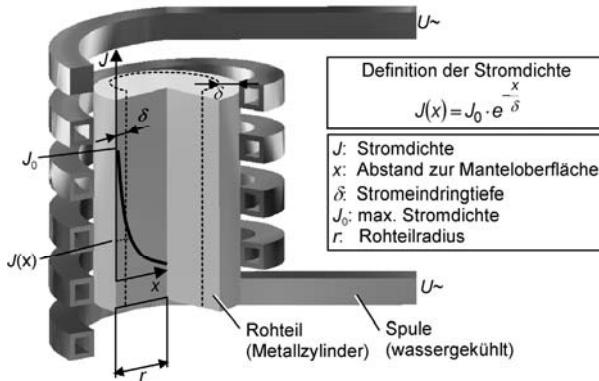


Abb. 4.77 Prinzip induktiver Rohtelerwärmung, Stromeindringtiefe (nach /Rwe84/)

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho}{\mu_0 \cdot \mu_r \cdot \pi \cdot f}} = \delta \approx 503,3 \cdot \sqrt{\frac{\rho}{\mu_r \cdot f}} \quad (4.64)$$

ρ : spezifischer elektrischer Widerstand (temperaturabhängig)
 μ_0 : relative Permeabilitätszahl (feldstärken- und temperaturabhängig)
 μ_r : relative Permeabilitätszahl (feldstärken- und temperaturabhängig)
 f : Frequenz des elektromagnetischen Wechselfelds

Die Durchwärmzeit t_D (Abb. 4.76) kann näherungsweise wie folgt bestimmt werden:

$$t_D \approx 0,03 \cdot d^2 \quad (4.65)$$

t_D in Sekunden und d in Millimeter.

Je nach Rohteildurchmesser liegt das Optimum für eine wirtschaftliche Erwärmung der Rohteile (Tabelle 4.5) in verschiedenen Frequenzbereichen (beachte: frequenzabhängige Stromeindringtiefe).

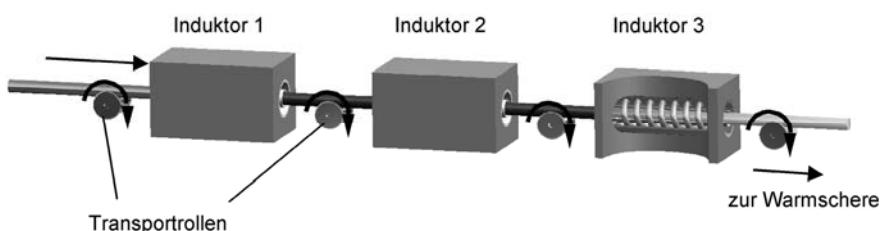


Abb. 4.78 Rollentransport von Stangenmaterial durch eine Induktoranordnung

Tabelle 4.5 Rohteldurchmesser und Frequenzen zur induktiven Erwärmung /Rwe84/

Umrichterfrequenz [Hz]	Stromeindringtiefe [mm]	Wirtschaftlicher Rohteldurchmesser [mm]
50	78,0	150–500
150	45,0	100–400
500	24,4	60–250
1000	17,5	43–175
2000	12,3	30–120
3000	10,0	25–100
4000	8,7	22– 90
5000	7,8	20– 85
8000	6,0	17– 70
10000	5,5	15– 60

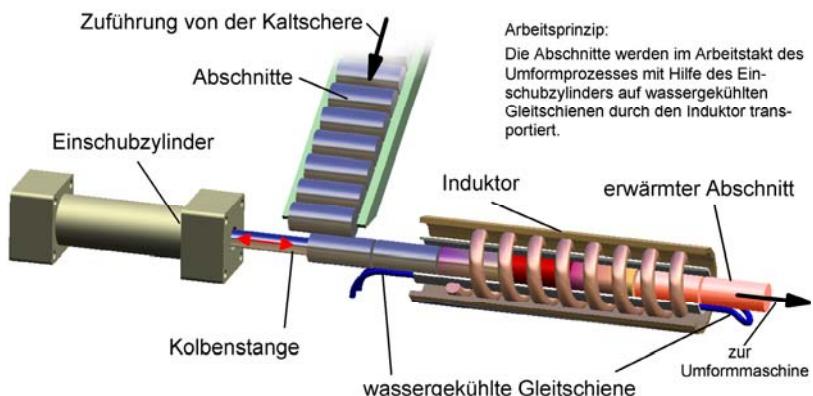
Transport des Rohmaterials innerhalb des Induktors:

1. Transport von Stangenmaterial und warm abscheren:

Abb. 4.78 zeigt eine Induktoranordnung zur Erwärmung von Stangenmaterial, welches erst nach der Erwärmung durch eine Warmschere (vgl. Kap. 4.4.2.1) in Abschnitte vereinzelt wird.

2. Transport bereits vereinzelter Abschnitte:

Kalt abgescherte Abschnitte werden nacheinander dem Induktor bereits als Einzelteile zugeführt (Abb. 4.79). Dabei stößt ein Arbeitszylinder im Takt des Umformprozesses die Rohteile in den Induktor ein. Ist der Induktor vollständig gefüllt, verlässt mit jedem neu eingestoßenen kalten Abschnitt ein erwärmtes den Induktor. Um eine Beschädigung des Spuleninneren durch die Abschnitte (Abrieb durch Relativbewegung zwischen Abschnitt und Spule) zu vermeiden, gleiten die Abschnitte auf wassergekühlten Gleitschienen durch den Induktor (vgl. Abb. 4.74).

**Abb. 4.79** Prinzipieller Aufbau eines Induktors zur induktiven Abschnittwärzung

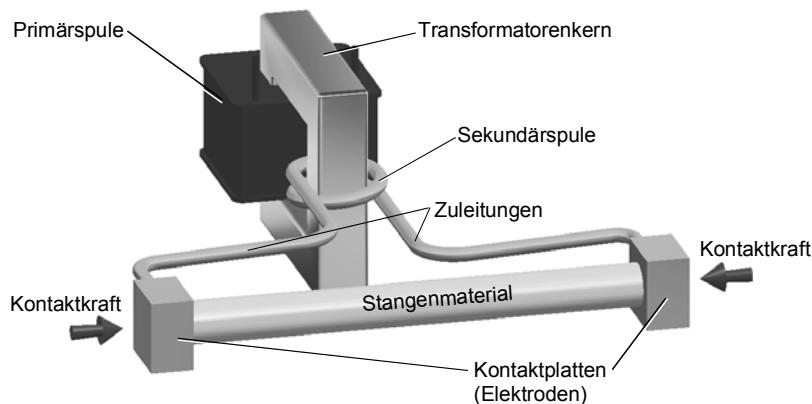


Abb. 4.80 Elektrische Widerstandserwärmung durch Wechselstrom mit Hochstromtransformator (konduktive Erwärmung)

Erwärmung durch unmittelbaren Stromdurchgang (kond. Erwärmung)

Bei der konduktiven Erwärmung wird die Wärme durch Stromdurchgang unmittelbar im Stangenmaterial erzeugt. Dabei fließt der Strom in Längsrichtung durch das Stangenmaterial, das als Lastwiderstand im Sekundärstromkreis eines Transformators liegt (Abb. 4.80). Dieses Verfahren zur Abschnitterwärmung wird vorwiegend bei langem Stabmaterial angewandt.

Gelegentlich werden einzelne Abschnitte zum manuellen Hammerschmieden ebenfalls durch Konduktion erwärmt. Allerdings sind dann bei kurzen Abschnitten die elektrischen Übergangsverluste an den Kontaktstellen vergleichsweise groß.

Merkmale einer konduktiven Erwärmung:

- sehr einfacher Aufbau,
- nahezu geräuschlos,
- schnelle Erwärmung (je nach Anschlussleistung),
- sehr hohe Ströme im Sekundärkreis (Zuleitungen mit großem Querschnitt erforderlich) sowie
- keine homogene Temperaturverteilung im Rohteil.

Ähnlich wie bei der induktiven Erwärmung findet auch beim direkten Wechselstromdurchgang eine Stromverdrängung (Skineffekt) im Stangenmaterial statt, so dass sich auch hier eine nicht-homogene Temperaturverteilung im Material ausbildet. Bei Gleichstrom entsteht eine nahezu homogene Temperaturverteilung im Rohteil. Nachteilig sind jedoch die höheren Anschaffungskosten und Leistungsverluste im Gleichrichter (Abb. 4.81).

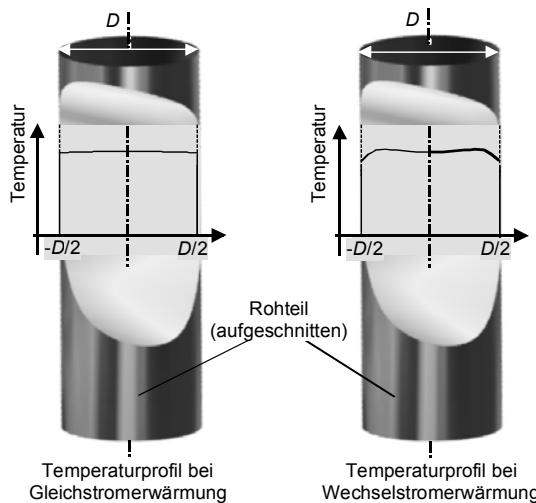


Abb. 4.81 Temperaturprofil im konduktiv erwärmten Zylinder

Verzunderung und Randentkohlung

Verzunderung:

Die chemische Reaktion (Oxidation des Werkstoffs) des Rohteils mit der umgebenden Atmosphäre wird als Verzunderung (Abb. 4.82) bezeichnet. Während der Verzunderung bilden sich an der Randschicht des Rohteils unterschiedliche Modifikationen des Eisenoxids (Wüstit, Magnetit, Hämatit) (Abb. 4.83). Die Zunderbildung, auch als Abbrand bezeichnet, kann einige Gewichtsprozent betragen. Sie ist abhängig von:

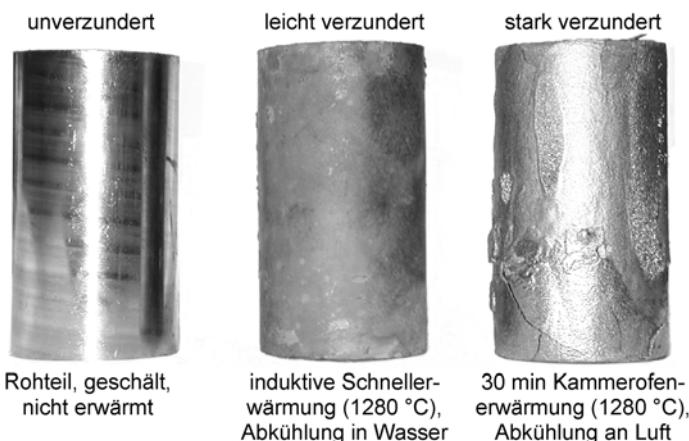


Abb. 4.82 Zunderbildung an einem zylindrischen Rohteil aus Kohlenstoff-Stahl

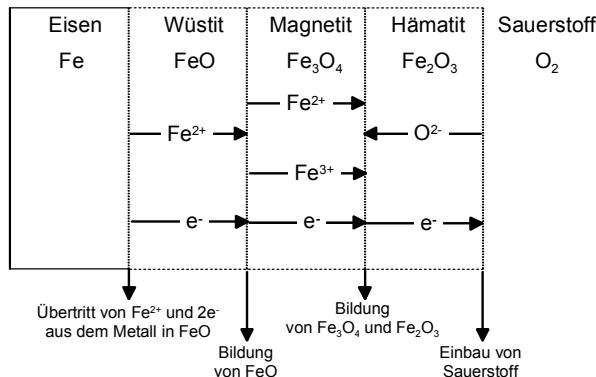


Abb. 4.83 Darstellung der Diffusionsvorgänge und Phasengrenzreaktionen bei der Oxidation von Eisen in Sauerstoff (nach /Sch67/)

- der Temperatur,
- der Erwärmungszeit (z.B. führt die stark verkürzte induktive oder konduktive Erwärmung zu einem wesentlich geringeren Abbrand),
- der Ofenatmosphäre (Sauerstoffgehalt, Brennstoffzusammensetzung) und dem Werkstoff (Abb. 4.84).

Vor dem Schmieden des erwärmten Rohteils wird die Zunderschicht durch Anstauchen oder Wasserhochdruckstrahlen bzw. eine Kombination dieser beiden Verfahren entfernt.

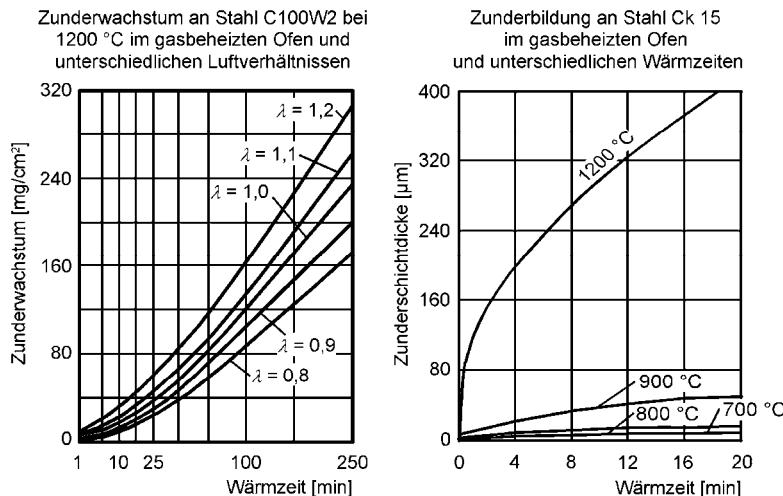


Abb. 4.84 Zunderbildung in Abhängigkeit des Luftverhältnisses, der Temperatur und der Wärmezeit /Sch67, Hir77/

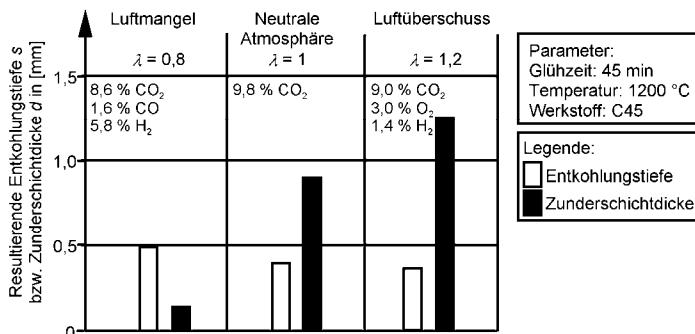


Abb. 4.85 Einfluss der Ofenatmosphäre auf die Entkohlung und Verzunderung /Ben83/

Randentkohlung:

Insbesondere das Legierungselement Kohlenstoff reagiert im Randbereich u.a. mit den Elementen und Verbindungen der umgebenden Ofenatmosphäre. Den größten Einfluss auf die Entkohlung haben die Temperatur und die Haltezeit sowie die chemische Zusammensetzung der Atmosphäre.

Bei der Randentkohlung sind folgende chemische Reaktionen zu beobachten:

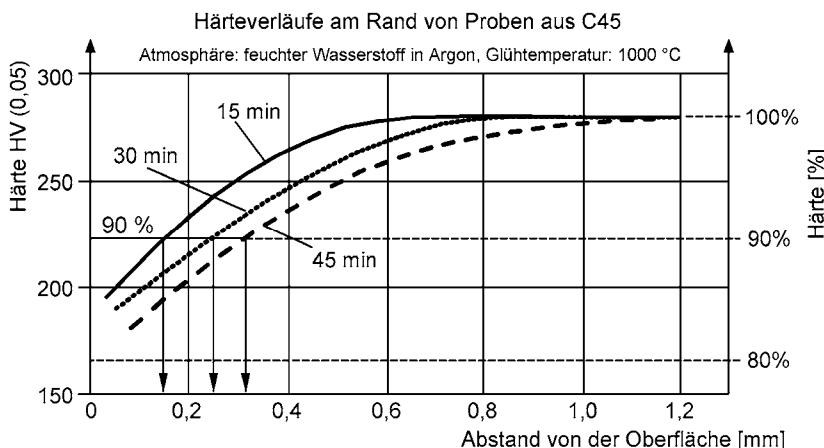
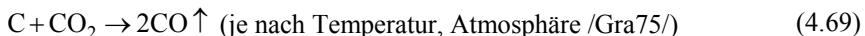


Abb. 4.86 Entfestigung in Folge von Entkohlung einer C45-Probe nach unterschiedlicher Glühdauer /Ben80/

Kohlenstoff entweicht durch die poröse Zunderschicht als Kohlenmonoxid- oder Kohlendioxidgas bzw. Methan. Den Einfluss der Ofenatmosphäre zeigt Abb. 4.85.

Einfluss des Zunders und der Entkohlung auf die Werkstückqualität:

Der Kohlenstoffverlust bewirkt eine Entfestigung im Randbereich (Abb. 4.86). Dies ist besonders problematisch bei Werkstücken mit Biegebeanspruchungen bzw. Biegewechselbeanspruchungen. Die durch Randentkohlung verminderte Oberflächenfestigkeit tritt immer dann auf, wenn die Entkohlungstiefe größer als die Zunderschichtdicke ist (Abb. 4.85). Ist die Entkohlungstiefe kleiner, wird die entkohlte Schicht durch die Entzunderung mit entfernt.

Eine Kompensation der Entfestigung durch Kohlenstoffverlust kann durch nachträgliches (Reinigungs-) Strahlen der Oberfläche mit Glasperlen oder Stahlschrot erfolgen. Die Folge ist eine Kaltverfestigung durch Einbringung von Druckeigenspannungen (Abb. 4.87).

Sehr viel wirkungsvoller ist das Wiederaufkohlen der Randschicht bzw. eine Nitrierung, jedoch werden hierdurch die Bauteilkosten erheblich gesteigert.

Nachteile durch Zunderbildung und Entkohlung:

- Werkstoffverluste durch Abbrand,
- Zunder muss vor dem Schmieden entfernt werden (z.B. durch Anstauchen, Hochdruck-Wasserstrahlen) und
- Randentkohlung reduziert die Randfestigkeit des Werkstücks.

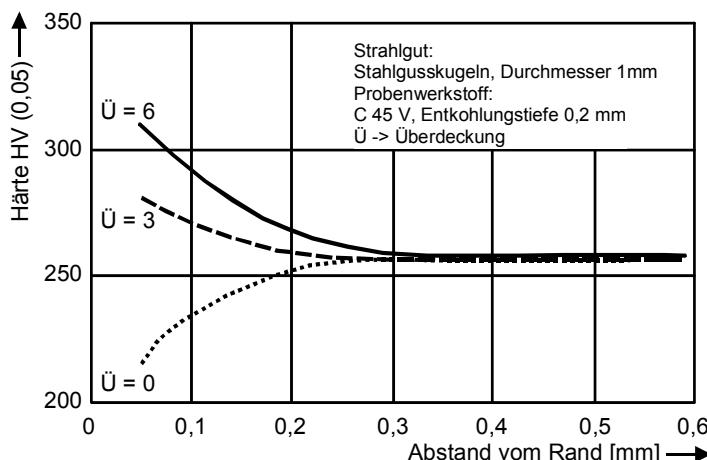


Abb. 4.87 Einfluss der Überdeckung auf die Festigkeit beim Strahlen randentkohlter Proben /Ben80/

Vermeidung von Zunderbildung und Randentkohlung:

Die Zunderbildung und Entkohlung kann durch eine Ofenatmosphäre mit geringem Sauerstoffanteil (O_2) und einem hohen Anteil oxidierbarer Gase reduziert werden. Weiterhin sollte der Wassergehalt (H_2O) möglichst niedrig eingestellt werden. Vorteilhaft erweist sich die induktive oder konduktive Erwärmung aufgrund der kurzen Erwärmungsdauer oder die Absenkung der Schmiedetemperatur, z.B. Halbwarmumformung bei 700–900 °C. In Sonderfällen (Thixoschmieden, vgl. Kap. 4.8, S.680) erfolgt eine Erwärmung unter inerten Schutzgasen (z.B. Argon).

4.4.2.3 Schmieden/Formgebung

Innerhalb der Prozesskette Schmieden findet die Formgebung durch die in der Presse eingebauten Werkzeuge meist über mehrere Stufen statt (s. Kap 4.4.1.2). Die fünfstufige Stadienfolge vom Rohteil zum Schmiedestück (Radnabe) für ein rotationssymmetrisches Bauteil der Warmformgebung wird in Abb. 4.88 gezeigt:

- Stufe 1: Durch das Anstauchen platzt der unerwünschte Zunder ab, die durch das Scheren unebenen Stirnflächen werden geglättet.
- Stufe 2: Das Fließpressen dient einer günstigen Masseverteilung für die folgende Umformstufe.
- Stufe 3: Gratloses Vorschmieden, dient der Masseverteilung für Stufe 4 zur Vermeidung von Überlappungen/Schmiedefalten.
- Stufe 4: Fertigschmieden mit Grat und endgültige Formfüllung.
- Stufe 5: Entfernung des äußeren Grates und Auslochen des Butzens (vgl. Abb. 4.100).

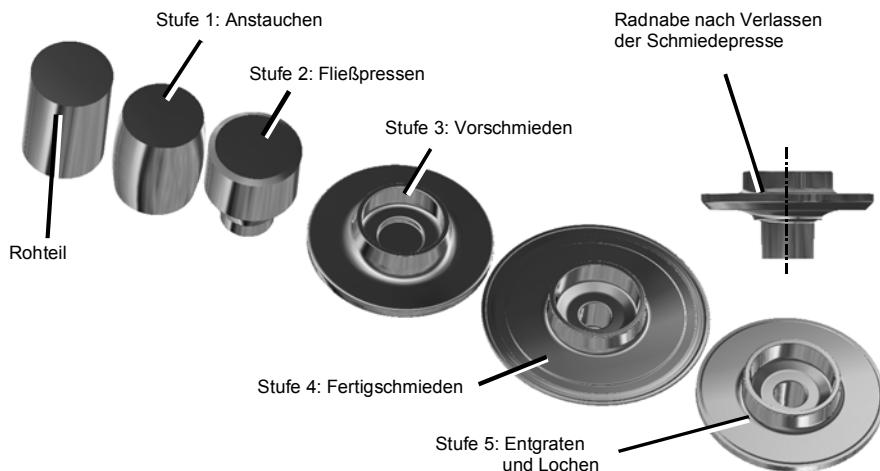


Abb. 4.88 Mögliche Stadienfolge zum Schmieden einer Radnabe

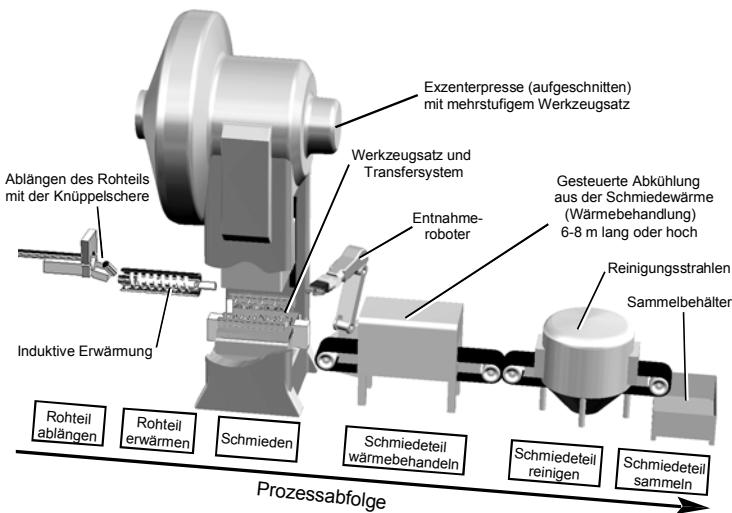


Abb. 4.89 Prozessabfolge der Warmmassivumformung

Die Aufteilung des Umformprozesses auf mehrere Umformstufen reduziert die Gesenkbelastungen, die Umformkräfte je Stufe, den Gesenkverschleiß und beeinflusst das Formfüllungsverhalten positiv. Häufig erfolgen vor dem eigentlichen Schmieden noch Vorformoperationen (Kap. 4.4.1.3) zur Erzeugung einer günstigen Masseverteilung.

Automatisierung

Bei mehrstufigen Umformprozessen und kurzen Taktzeiten ist eine Automatisierung beim Werkstücktransport erforderlich (Abb. 4.89 und Abb. 4.90).

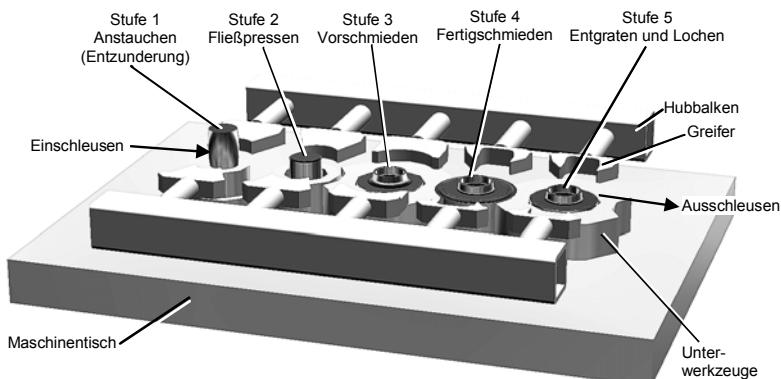


Abb. 4.90 Zweiseitiger Hubbalkentransfer bei einem fünfstufigen Umformprozess

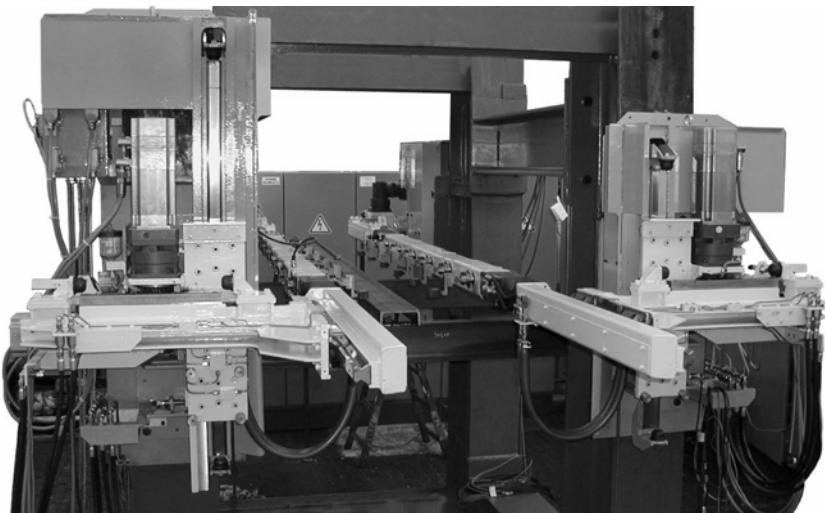


Abb. 4.91 Elektrische Hubbalkenautomatik EHA an einem Prüfgestell (Fa. SMS Eumuco)

Aufgaben des Werkstücktransports innerhalb der Schmiedepresse:

- Einschleusen des Rohteils in die Presse,
- Transfer zu/zwischen den Umformstationen (von Gravur zu Gravur) und
- Ausschleusen des fertigen Schmiedeteils an Übergabestation.

Anforderungen an automatischen Werkstücktransport:

- hohe Geschwindigkeit, geringe Eigenmasse,
- hohe Zuverlässigkeit und
- Zwangssynchronisierung mit der Pressenkinematik (mechanisch, zunehmend auch servo-elektrisch).

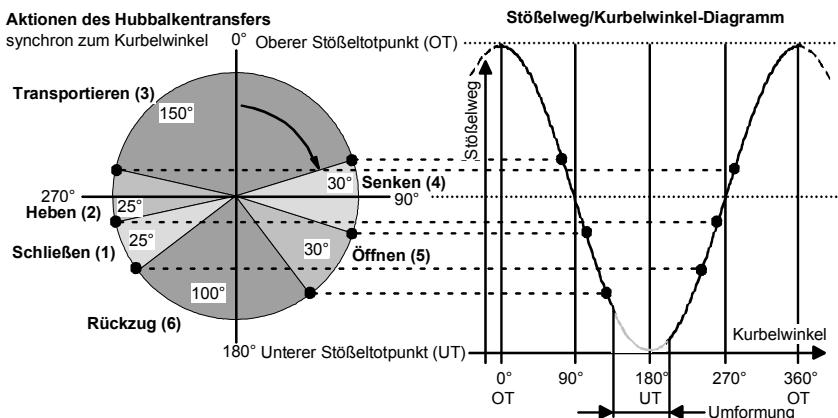
Mögliche Formen der Automatisierung:

- zweiseitig wirkender Hubbalken,
- einseitig wirkender Hubbalken mit Zangengreifern und
- Roboter.

Zweiseitiger Hubbalkentransfer

In Abb. 4.91 wird ein elektrisch betriebenes Hubbalkentransfersystem der Firma SMS Eumuco, montiert an einem Prüfgestell zur Überprüfung aller Funktionen, gezeigt.

Die Bewegungsabläufe beim zweiseitigen Hubbalkentransfer erfolgen meist durch lineare oder nahezu lineare Bewegung der zueinander synchron laufenden Hubbalken (Abb. 4.92).



Die Aktionen des Hubbalkentransfersystems laufen synchronisiert zur Stößelkinematik ab. So kann sichergestellt werden, dass keine Kollisionen zwischen den Greifern und den Werkzeugen stattfinden.

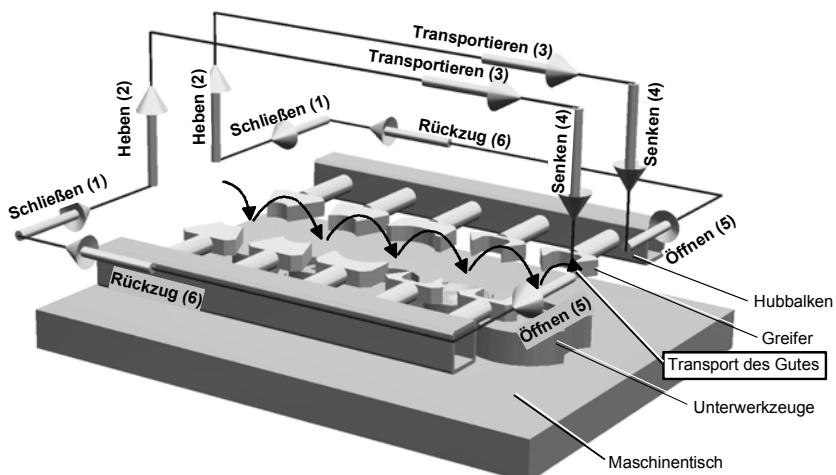


Abb. 4.92 Ablauf von Werkstücktransfer und Stößelkinematik bei einer Kurbelpresse

Das Werkstück wird zwischen den Greifern durch die Schließbewegung (1) geklemmt, dann angehoben (2) und zur folgenden Stufe transportiert (3), dort wieder abgesenkt (4) und bei Öffnen der Hubbalken abgelegt (5). Darauf erfolgt der Rückzug (6) der Hubbalken.

Merkmale des Hubbalkentransfers:

- Der Hubbalken arbeitet sehr schnell und sicher.
- Abgeleitet von kleineren Stufenpressen der Blechumformung früherer Jahre handelt es sich um ein bewährtes Prinzip.
- Es sind optimale Bewegungsabläufe mit geringen Beschleunigungen möglich.

- Hubbalken und Greifer können mit der Werkzeugkassette aus der Presse herausgefahren werden.
- Die Greifer müssen auf das Werkstück abgestimmt werden.
- Für alle Werkzeugstufen findet der gleiche Bewegungsablauf statt.
- Bei mechanisch gekoppeltem Transfer sind die Bewegungssachsen festgelegt.

Einseitiger Hubbalken mit Zangengreifern

Der einseitige Hubbalken arbeitet ähnlich wie der zweiseitige Hubbalken, jedoch erfolgt das Greifen der Werkstücke durch aktiv greifende Zangen, die am Hubbalken montiert sind (Abb. 4.93).

Vorteile gegenüber zweiseitigem Hubbalken:

- Durch den Einsatz aktiv greifender Zangen ist nur ein Hubbalken erforderlich.
- Aufgrund des Fehlens des zweiten Balkens ist das Werkzeug im Pressenraum wesentlich besser zugänglich als bei einem zweiseitigen Hubbalken (vgl. Abb. 4.91).

Nachteile gegenüber zweiseitigem Hubbalken:

- Da die zusätzlichen Operationen *Zange schließen* und *Zange öffnen* erforderlich sind, arbeitet der einseitige Hubbalken langsamer als der zweiseitige. Der zweiseitige Hubbalken greift das Werkstück durch Klemmen automatisch beim Schließen.

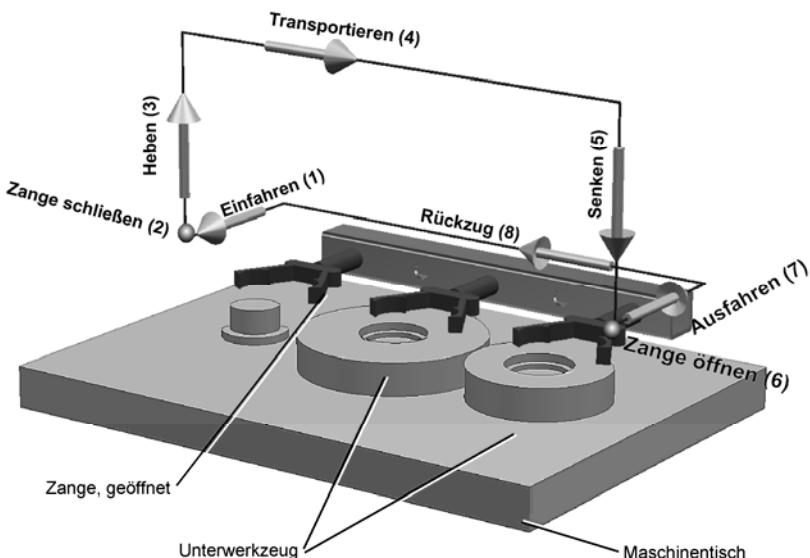


Abb. 4.93 Operationen des einseitigen Hubbalkens mit aktiv greifenden Zangen

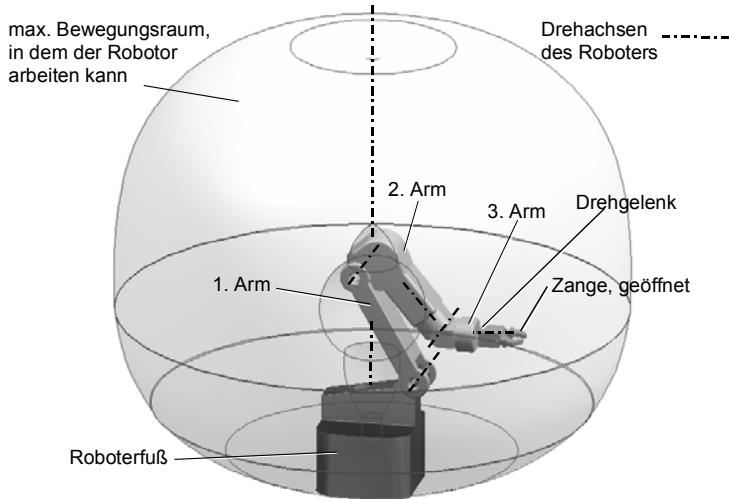


Abb. 4.94 Maximaler Bewegungsraum eines Roboters

Roboter

Neben der starren Hubbalkenkinematik zum Werkstücktransfer innerhalb der Presse wird außerhalb der Presse der Werkstücktransport durch Roboter (Taktzeiten > 5 s) und Förderketten (Taktzeiten < 5 s) vorgenommen (Abb. 4.89).

Insbesondere beim Roboter erlauben es frei programmierbare Bewegungsabläufe, jeden Punkt innerhalb des maximalen Bewegungsräums anzufahren (Abb. 4.94). Dies ist besonders bei der Automatisierung von Hammerschmiedelinien (Abb. 4.95) von Vorteil, da hier die einzelnen Umformstufen nicht immer in Durchlaufrichtung liegen.

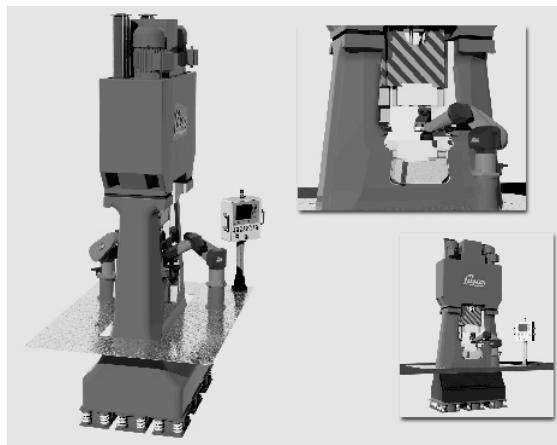


Abb. 4.95 Mit Robotern automatisierte Hammerschmiedelinie (Fa. Lasco Umformtechnik)

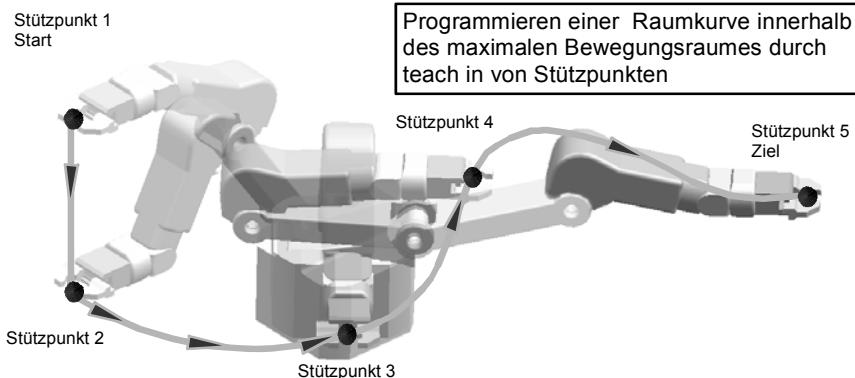


Abb. 4.96 Anlernen (teach in) einer Raumkurve über Stützpunkte

Merkmale des Werkstücktransfers durch Roboter:

- hoch flexibel, sehr präzise, damit leicht an Aufgaben anzupassen,
- kann Arbeitsraum der Presse verlassen, daher leichter Werkzeugwechsel und
- relativ langsam (gegenüber Hub balken), teuer, erhöhter Platzbedarf.

Durch das manuelle Anfahren und Abspeichern bestimmter Positionen (Stützpunkte) einer anzulernenden Raumkurve kann der Roboter leicht auf neue Aufgaben angepasst werden (teach in). Die Steuersoftware des Roboters interpoliert die Raumkurve aus diesen Stützpunkten (Abb. 4.96) oder verfährt zwischen den Stützpunkten linear.

4.4.2.4 Entgraten und Lochen

Entgraten

Schneidoperation zur Entfernung eines äußeren Grates kann warm oder kalt durchgeführt werden (Abb. 4.97).

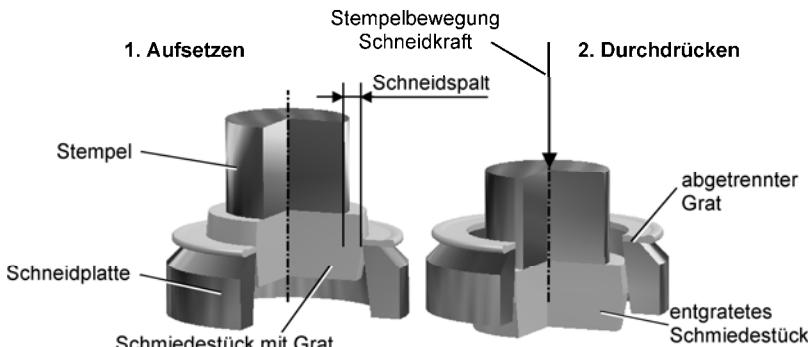


Abb. 4.97 Entgraten eines rotationssymmetrischen Schmiedestücks

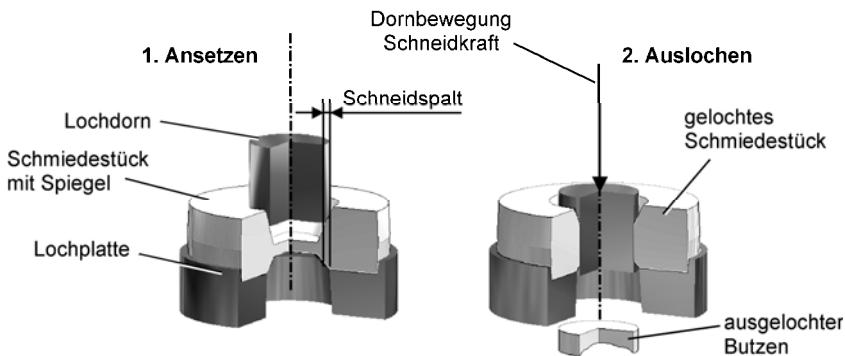


Abb. 4.98 Lochen eines rotationssymmetrischen Schmiedestücks

Lochen

Schneidoperation zur Entfernung eines inneren Spiegels, kann warm oder kalt durchgeführt werden (Abb. 4.98).

Bei Bauteilen, an denen sowohl eine Loch- als auch eine Entgratoperation erforderlich sind, können diese Operationen in einem Folgewerkzeug in zwei Operationen (Abb. 4.99) oder mithilfe eines Verbundwerkzeugs in einer Operation durchgeführt werden (Abb. 4.100). Eine weitere Möglichkeit des Entgratens besteht darin, den Grat zwischen Schneidstempel und Schneidplatte anzuschneiden und das Bauteil anschließend durch die Schneidplatte zu drücken (Abb. 4.101). Hierdurch lassen sich bei richtiger Einstellung des Schneidspalts gute bis sehr gute Schnittflächen erzielen (Abb. 4.102) (vgl. Kap. 4.4.2.1 bzw. Kap. 3.10) /Sch81/.

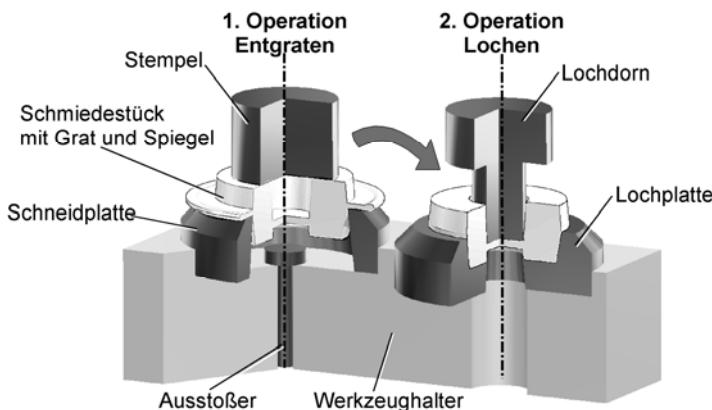


Abb. 4.99 Entgraten und Lochen im Folgewerkzeug

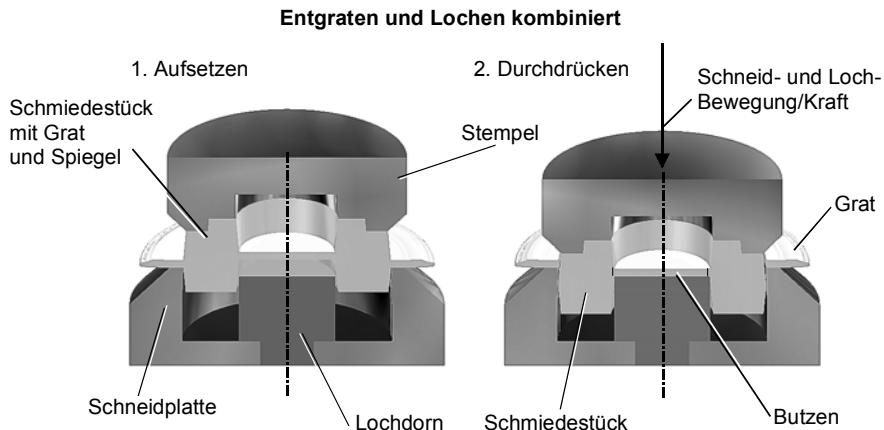


Abb. 4.100 Entgraten und Lochen in einer Operation im Verbundwerkzeug

Die Operationen Entgraten und/oder Lochen erfolgen in der Regel unmittelbar nach dem Umformen. Dabei werden durch das *Warmentgraten* niedrige Schnittkräfte und relativ hohe Oberflächengüten erzielt.

Die Kraft, die zum Lochen bzw. zum Entgraten erforderlich ist, kann jedoch zu Bauteilverzügen führen. Daher empfiehlt sich nach der entsprechenden Operation (Entgraten bzw. Lochen) eine meist am kalten Bauteil durchgeführte Kalibrieroperation (vgl. Kap. 4.4.2.6).

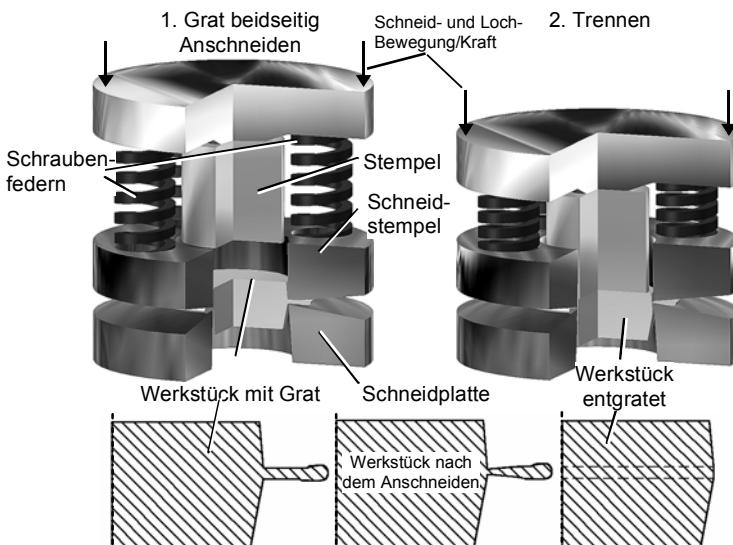


Abb. 4.101 Entgraten mit vorherigem Anschneiden zur Erhöhung der Schnittqualität

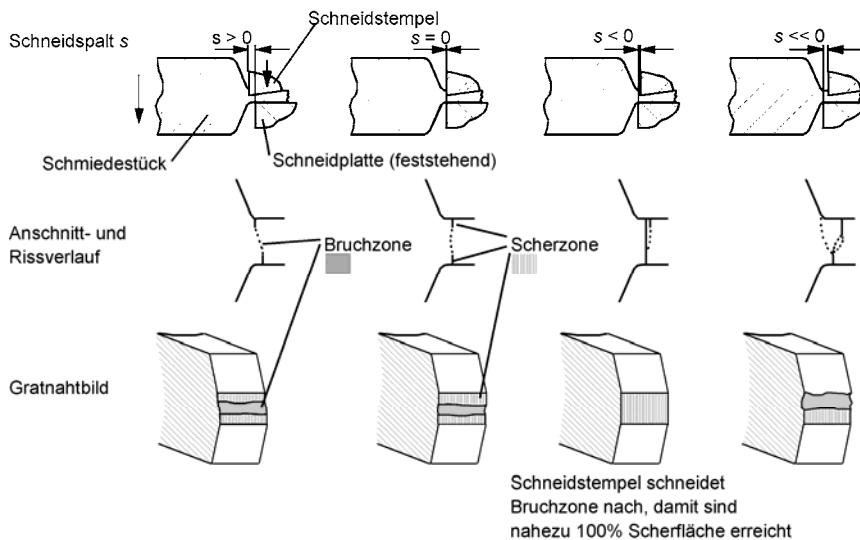


Abb. 4.102 Einfluss des Schneidspalts beim Entgraten mit vorherigem Anschneiden auf die Schnittqualität (nach /Sch81/)

Sollen warm oder halbwarm umgeformte Bauteile zur Vermeidung von Verzügen *kalt entgratet* werden, erfordert dieses eine Zwischenlagerung der Bauteile zum Abkühlen. Die Schnittflächenqualität ist beim Kaltentgraten geringer als beim Warmentgraten (Abb. 4.103).

Neben der Temperatur beeinflusst die Entgratgeschwindigkeit die Schnittflächenqualität. Dies ist darauf zurückzuführen, dass bei sehr hohen Schergeschwindigkeiten (größer 1000 mm/s; üblich sind maximal 300 mm/s) die eingebrachte Energie im Werkstoff nicht sofort abgeleitet werden kann und sich die Scherzone daher stark erhitzt. Damit bildet sich die Schnittfläche ähnlich der des Warmentratens aus.

Weitere Abhängigkeiten bezüglich der Schnittflächenqualität sind durch die Geometrie des Grates und den Bauteilwerkstoff gegeben.

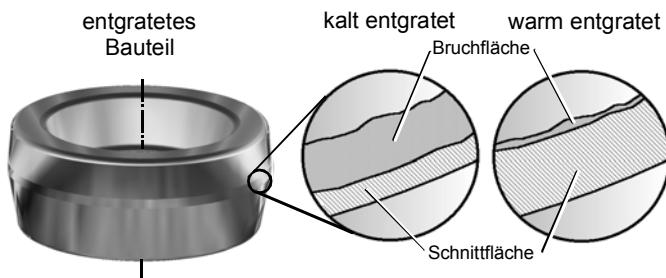


Abb. 4.103 Schnittflächenqualität beim Entgraten ohne vorherigen Anschliff

4.4.2.5 Abkühlung und Wärmebehandlung aus der Schmiedewärme

Eine Wärmebehandlung ist immer dann erforderlich, wenn bestimmte Werkstoffeigenschaften (Festigkeit/Zähigkeit) und Gefügeeigenschaften erwünscht sind (vgl. Kap. 2.1.1.5, Abschn. Wärmebehandlung).

Wärmebehandlungsziel: Einstellung von Festigkeit und Zähigkeit.

Vorgehen: Vergüten (Härten und anschließend Anlassen)
oder gesteuerte Abkühlung.

Grundsätzlich muss der Werkstoff über die Umwandlungstemperatur A_{C_3} erwärmt werden (Austenitisierung, Abb. 4.104). In Abb. 4.104 sind verschiedene Wärmebehandlungsabläufe dargestellt. Die Zielsetzung geht dahin, möglichst Energie einzusparen.

Bei Schmiedeteilen der Warmumformung bietet sich die Möglichkeit an, direkt aus der Schmiedewärme zu vergüten (Härten und Anlassen, vereinfachte Wärmebehandlung) oder eine gesteuerte Abkühlung durchzuführen (Abb. 4.105).

Das Randgefüge hat i.d.R. einen größeren Einfluss auf die Bauteileigenschaften als das Kerngefüge, daher kann oft auf eine komplexe Wärmebehandlung verzichtet werden (Werkstoffe: Ck35, Ck45...). Stattdessen wird z.B., oft nur lokal, eine induktive Oberflächenhärtung durchgeführt.

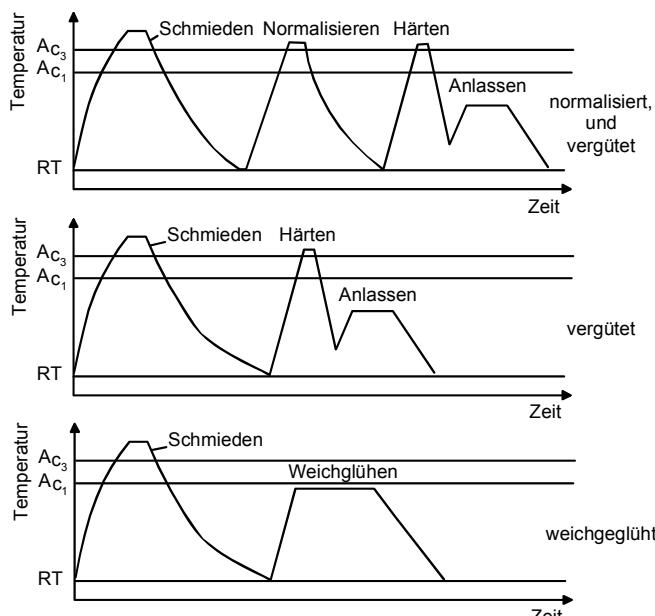


Abb. 4.104 Temperaturführung bei der Wärmebehandlung von Schmiedestücken

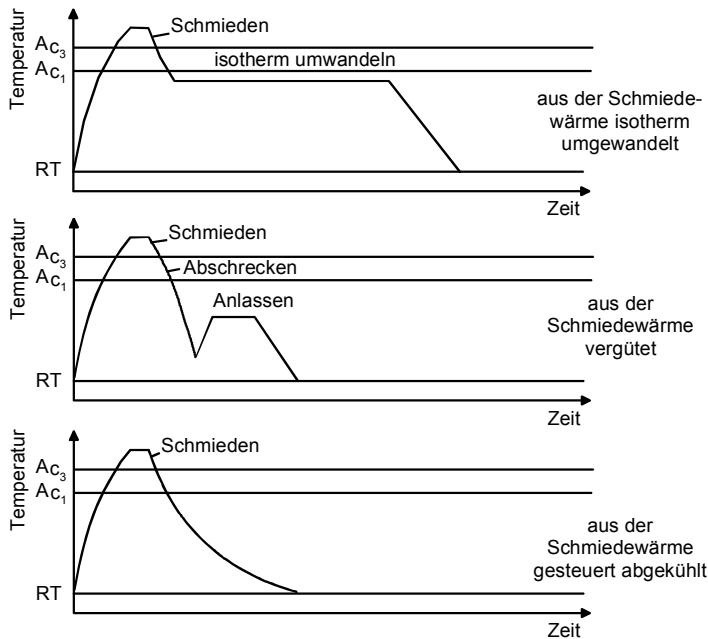


Abb. 4.105 Temperaturführung bei der Wärmebehandlung aus der Schmiedewärme

Vergüten aus der Schmiedewärme

Unter bestimmten Voraussetzungen ist das Vergüten aus der Warmformgebungstemperatur möglich. Dabei erfolgt das Härteln aus der Schmiedewärme, während das Anlassen auf herkömmliche Weise geschieht. Die erreichten Bauteileigenschaften sind mit denen des normalen Vergütens weitestgehend vergleichbar /Mas01/.

Gesteuertes Abkühlen aus der Schmiedewärme (P-Behandlung)

Die so genannte P- oder auch BY-Behandlung führt bei der Verwendung geeigneter Stähle zu einem schmiedeperlitischen Gefüge. Dieses Gefüge verfügt über die folgenden Eigenschaften:

- Duktilität und Zähigkeit nehmen gegenüber einer herkömmlichen Wärmebehandlung geringfügig ab (verringertes Streckgrenzenverhältnis).
- Zugfestigkeit, Härte und (Dauer-) Schwingfestigkeit bleiben nahezu unbeeinflusst.

Geeignete Werkstoffe

Um eine Festigkeitssteigerung durch gesteuerte Abkühlung aus der Schmiedewärme zu erreichen, werden *ausscheidungshärtende ferritisch-perlitische Stähle* (AFP-Stähle) eingesetzt. Hauptlegierungselemente dieser Stähle sind Kohlenstoff, Silizium, Mangan und Vanadium (Tabelle 4.6).

Tabelle 4.6 Chemische Zusammensetzung von AFP-Stählen (Auswahl) nach /Weg98/

Stahlsorten (AFP)	C [%]	Si [%]	Mn [%]	V [%]
19MnVS6	0,18	0,5	1,4	0,14
30MnVS6	0,3	0,5	1,4	0,14
38MnVS6	0,38	0,5	1,4	0,14
C70S6	0,7	0,2	0,5	0,04

Vorteile durch Einsatz von AFP-Stählen:

- kostengünstiger Werkstoff mit sehr guter Spanbarkeit,
- Wegfall von Härtungen und Anlassen, damit
- geringste Verzüge (kein Richten erforderlich) und keine Härterisse (Wegfall aufwendiger Rissprüfungen) und
- kein zusätzlicher Prozessschritt für die Wärmebehandlung notwendig.

4.4.2.6 Kaltkalibrieren

Eine Kaltkalibrier- bzw. Kaltprägeoperation kann zur Verbesserung der Maß-, Form- und Lagegenauigkeit (Maß- oder Vollprägen) oder zur Verbesserung der Oberflächengüte (Glattprägen) angewendet werden /Lan88/. Es besteht die Möglichkeit, die spanende Nachbearbeitung eines Schmiedeteils durch eine zusätzliche Kaltkalibrieroperation zu reduzieren oder mitunter ganz zu substituieren.

Im Rahmen der Verfahrensfolge Schmieden/Kaltkalibrieren werden die wirtschaftlichen Vorteile des Schmiedens zur Erzeugung von komplexen endkonturnahen Bauteilen und die technischen Vorteile des Kaltkalibrierens bzw. Prägens, insbesondere die dadurch erreichbare hohe Maßgenauigkeit und Oberflächengüte, innerhalb einer Prozesskette genutzt.

Von industrieller Relevanz ist derzeit die Verfahrensfolge Präzisionsschmieden/Kaltkalibrieren zur Herstellung von Differenzialkegelrädern mit einbaufertiger Verzahnung (Abb. 4.106) /Gut99/.

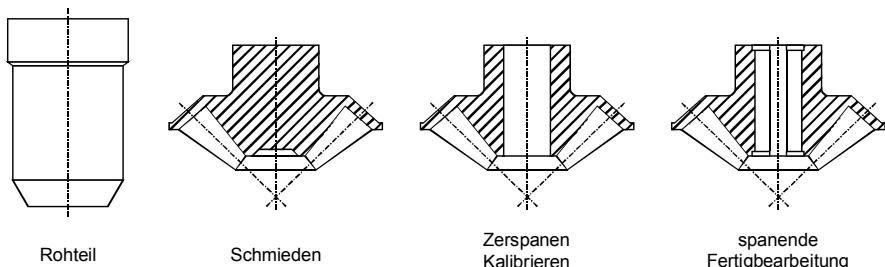


Abb. 4.106 Herstellung von Kegelrädern durch die Verfahrenskombination Präzisions-schmieden/Kaltkalibrieren

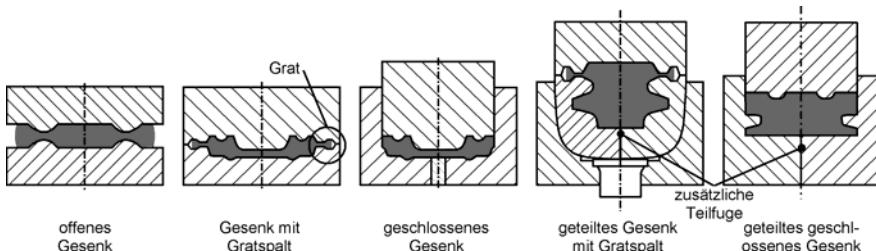


Abb. 4.107 Gesenkarten für das Schmieden mit und ohne Grat

Darüber hinaus werden z.B. Pkw-Tripoden-Gelenke und Gelenkwellen sowie Polräder im Anschluss an eine Warm- oder Halbwarmmassivumformoperation kaltkalibriert /Hir01/. Bisher werden lediglich Bauteile, deren Funktionsflächen senkrecht zur wirkenden Umformkraft liegen, wie beispielsweise Kegelräder, durch die Kombination eines optimierten Schmiedeprozesses mit anschließender Kalibrierung der Funktionsflächen einbaufertig hergestellt. Für Zylinderräder, deren Funktionsflächen parallel zur wirkenden Umformkraft angeordnet sind, wird ein solcher Fertigungsprozess bisher noch nicht industriell durchgeführt.

4.4.3 Werkzeugtechnik

Das Gesenk ist das Element des Schmiedewerkzeugs, welches die eigentliche Form des Werkstücks abbildet. Bei kleinen Bauteilgrößen können Mehrfachgesenke genutzt werden. So besteht die Möglichkeit, mehrere Schmiedeteile gleichzeitig in einem Arbeitsgang zu fertigen. Die Gravuren können in Mehrfachgesenken hintereinander oder nebeneinander angeordnet sein (vgl. Abb. 4.29, S. 501). Mehrstufengesenke enthalten Vor-, Zwischen- und Endform einer Stadienfolge. Entsprechend der Anzahl der Teilungen werden Gesenke mit einer oder mehreren Teilfugen unterschieden. In Abb. 4.107 werden die wichtigsten Gesenkarten gezeigt:

- offenes Gesenk,
- Gesenk mit Gratspalt,
- geschlossenes Gesenk,
- geteiltes Gesenk mit Gratspalt (Hinterschneidung möglich),
- geteiltes geschlossenes Gesenk (Hinterschneidung möglich).

In den meisten Fällen werden beim Gesenkschmieden Gesenke mit nur einer Teilungsebene zwischen Ober- und Unterwerkzeug eingesetzt. Mit diesen lassen sich jedoch keine Bauteile mit Hinterschneidungen fertigen.

4.4.3.1 Werkzeuge zum Gesenkschmieden mit Grat

Herkömmliche Schmiedewerkzeuge bestehen in der Regel aus einem Obergesenk und einem Untergesenk (vgl. Abb. 4.27). Diese sind mit Aushebeschrägen versehen, um die Entnahme des Schmiedeteils nach der Umformung zu erleichtern. Überschüssiges Material wird beim konventionellen Gesenkschmieden in die Gratabnahmen (vgl. Kap. 4.4.1.7) verdrängt.

Aufgrund der Aushebeschrägen und der notwendigen abschließenden Entgratoperation weisen konventionell geschmiedete Bauteile meist eine deutliche Bearbeitungszugabe auf. Sie werden in der Regel noch spanend weiterbearbeitet. Im Vergleich zum Präzisionsschmieden erlaubt dies größere Schwankungen der Prozessparameter, so dass an die Prozessführung, die Werkzeuggenauigkeit und die Rohteilqualität geringere Ansprüche gestellt werden.

4.4.3.2 Werkzeuge zum Präzisionsschmieden

Der entscheidende Unterschied zwischen dem konventionellen Schmieden und dem Präzisionsschmieden im geschlossenen Gesenk ist die Werkzeugtechnologie. Im geschlossenen Gesenk kann überschüssiges Material nicht in einen Gratspalt abfließen. Dies erfordert eine hohe Volumengenauigkeit der Rohteile. Das Material muss daran gehindert werden, in den Spalt im Bereich der Teilungsebenen des Werkzeugs zu fließen. Daher sind Schließsysteme notwendig.

Schließen des Werkzeugs mit dem Oberstempel

Für das Präzisionsschmieden von Klauenpolrädern kommt ein Werkzeugsystem zum Einsatz, bei dem der Pressstempel das Gesenk während der Umformung verschließt (Abb. 4.108).

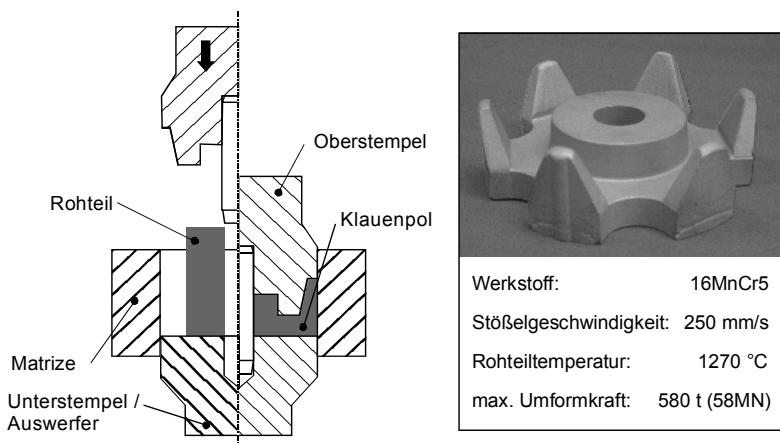


Abb. 4.108 Werkzeugsystem zum Präzisionsschmieden von Klauenpolrädern

Der Stöbel bewegt sich mit dem Oberstempel nach unten, während das Rohteil (mit Innenbohrung) durch den Dorn des Oberstempels zentriert wird. Auf diese Weise wird eine exakte Positionierung des Rohteils während der Umformung und ein gleichmäßiger Stofffluss gewährleistet.

Das Werkzeugsystem besteht im Wesentlichen aus den drei formgebenden Elementen Oberstempel, Unterstempel und Matrize, die über ein Säulenführungsgestell zentriert werden. Durch das Säulenführungsgestell kann im kraftlosen Zustand das notwendige geringe Führungsspiel zwischen den Stempeln und der Matrize gewährleistet werden. Solche Werkzeugprinzipien werden auch für die Herstellung von geradverzahnten Zahnräder eingesetzt.

Schließsystem nach dem Prinzip der schwimmenden Matrize (Abb. 4.109)

Das Werkstück wird durch den Oberstempel, den Unterstempel, der auch als Auswerfer fungiert, und die verzahnte Matrize abgebildet. Die Matrize ist in Säulen vertikal beweglich geführt und stützt sich über Federelemente in einem Führungsgestell auf dem Pressentisch ab (schwimmende Matrize). Der Oberstempel ist am Pressenstöbel befestigt. Der Unterstempel ist koaxial zur Matrize angeordnet und während der Umformung ortsfest.

Mit Beginn des Arbeitshubs senkt sich der Stöbel nach unten, der Oberstempel setzt auf die Matrize auf und schließt das Werkzeug. Matrize und Oberstempel bewegen sich nun gemeinsam abwärts. Hierbei werden die Federpakete, auf denen die Matrize gelagert ist, komprimiert und erzeugen so die notwendige Schließkraft während der Umformung. Während des Stöbelrückhubs bewegt sich die Matrize mit dem geschmiedeten Zahnrad durch die Rückstellkraft der Schließfedern in ihre Ausgangslage zurück. Der durch den maschinenseitigen Tischauswerfer bewegte Unterstempel wirft das fertige Schmiedeteil aus.

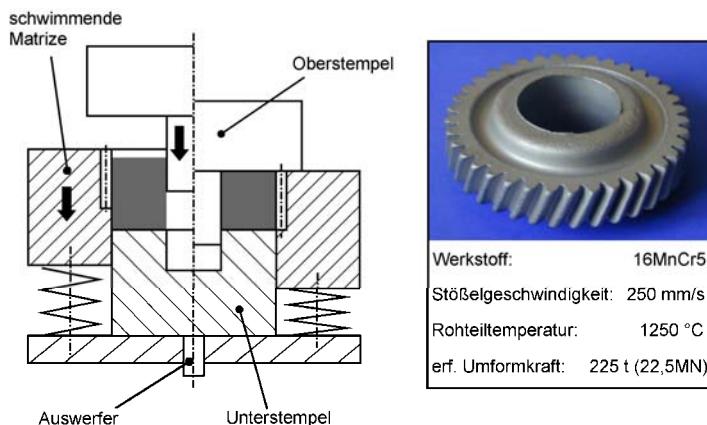


Abb. 4.109 Werkzeugsystem mit schwimmender Matrize zum Präzisionsschmieden von Zahnräder (Schließfedern im Unterwerkzeug)

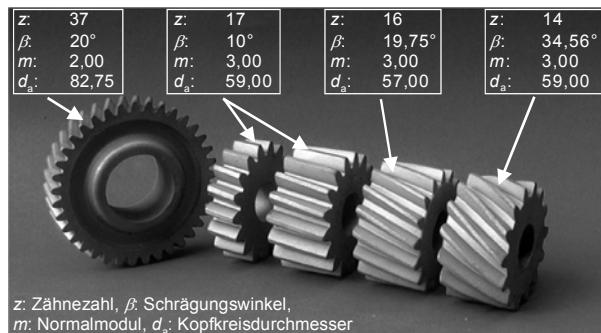


Abb. 4.110 Schrägverzahnte Zahnräder, präzisionsgeschmiedet auf dem Werkzeugsystem mit schwimmender Matrize (vgl. Abb. 4.109)

Bei der Herstellung von schrägverzahnten Zahnräder (Abb. 4.110) wird ab einem bestimmten Schrägungswinkel vom Auswerfer eine schraubenförmige Bewegung durchgeführt (aktiv drehender Auswerfer), um ein Verformen der Zähne zu vermeiden.

Werkzeugsystem mit am Stößel aufgehängter Schließplatte (Abb. 4.111)

An einem Werkzeugsystem zum Präzisionsschmieden können die Schließelemente auch in das Oberwerkzeug integriert sein (vgl. Abb. 4.28, S.500). Ein solches Werkzeugsystem besteht aus:

- einer ortsfesten Matrize mit einem zentral angeordneten Auswerfer,
- einem Pressdorn und
- einer Schließplatte, die den Pressdorn umschließt und sich über Federn am Pressenstößel abstützt.

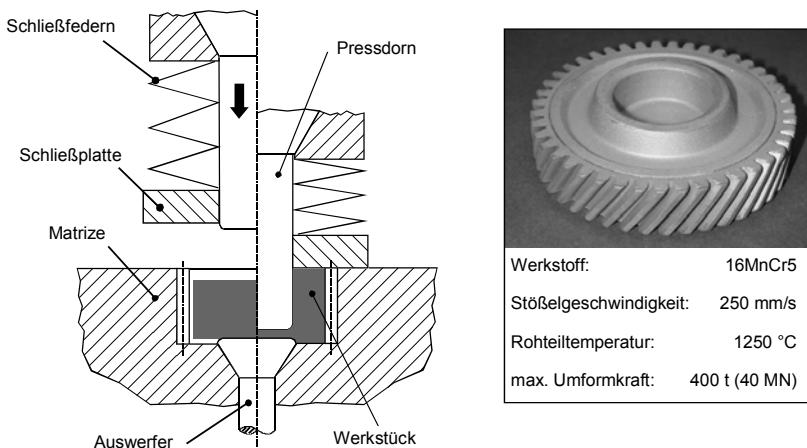


Abb. 4.111 Napfformstauchen von Zahnräder, Werkzeugsystem mit Schließfedern im Oberwerkzeug

Der Pressdorn bildet lediglich die spätere Innenbohrung aus. Die dabei erfolgte Werkstoffverdrängung bewirkt durch das vollständig geschlossene Gesenk ein Füllen der matrizenseitig angeordneten Zahnprofile. Als Rohteile können hier gescherte Stangenabschnitte verwendet werden.

Bis zum Aufsetzen der Schließplatte auf die Matrize findet keine Relativbewegung zwischen Schließplatte und Pressdorn statt. Danach werden die Federn zwischen Dornhalter und Schließplatte gestaucht und speichern auf diese Weise die notwendige Schließkraft. Die Umformung beginnt, sobald der Pressdorn auf das Werkstück trifft. Als Pressrest verbleibt lediglich ein Spiegel im Bereich der Pressdornstirn. Dieser wird in einer nachfolgenden Operation herausgeloht.

Durch die ortsfeste Matrize werden zudem Kühlung und Schmierung der verzahnten Gravur sowie die Handhabung der Schmiedeteile erleichtert. Darüber hinaus kann der Auswerfvorgang schneller vollzogen werden, da der Auswerfer nicht zusätzlich den Matrizenhub zurücklegen muss, wie es bei Werkzeugsystemen mit schwimmender Matrize der Fall ist.

Erzeugung hintschnitttärmer Bauteile durch Präzisionsschmieden

Zur schmiedetechnischen Herstellung von Hinterschneidungen werden Werkzeuge mit mehr als einer Teilungsebene benötigt (vgl. Abb. 4.107). Bei rotationssymmetrischen Bauteilen geschieht dies in der Regel durch segmentierte, kreisförmig angeordnete Schieberelemente, die durch eine Umlenkung der Kraftrichtung im Werkzeug eine radiale Bewegung durchführen. Grundsätzlich bieten sich zwei unterschiedliche Varianten an:

- Variante 1: Aktive Formung des Hinterschnitts durch Schieberelemente (Abb. 4.112).
- Variante 2: Erzeugung einer hintschnittenen Gravur durch Schließen der Schieberelemente vor der Umformung (Abb. 4.113).

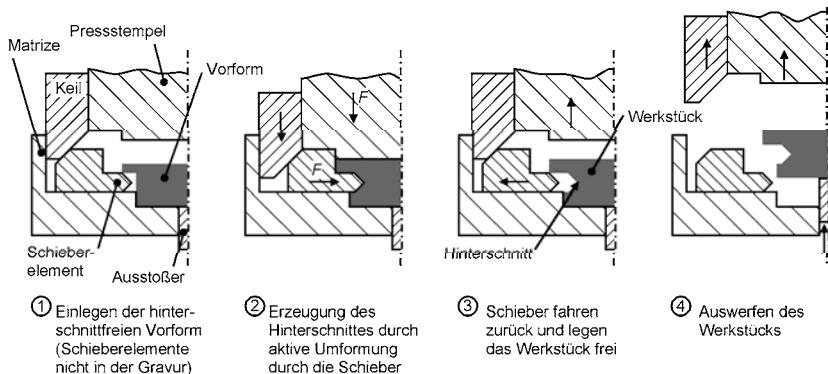


Abb. 4.112 Verfahrensprinzip zur umformtechnischen Herstellung von Hinterschnitten durch aktive Formgebung mit Schieberelementen

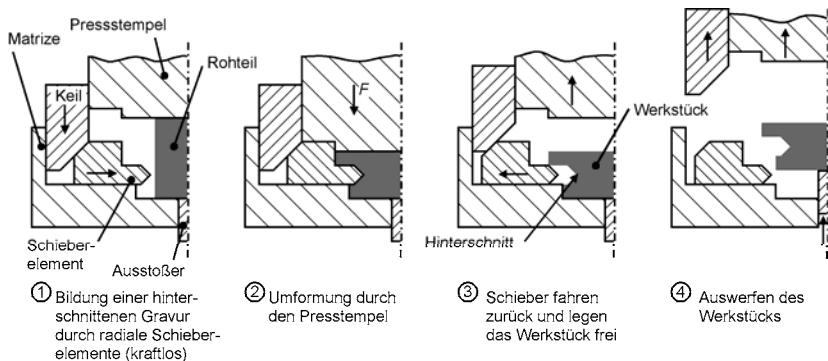


Abb. 4.113 Verfahrensprinzip zur umformtechnischen Herstellung von Hinterschnitten durch Bildung einer hinterschnittenen Gravur

Einbringen eines Hinterschnitts durch anschließenden Kalibriervorgang

Dreyer /Dre00/ entwickelte nach dem Prinzip der Hinterschnitteinbringung über aktiv formende Schieberelemente (Abb. 4.112) ein Verfahren zum Präzisions-schmieden von Pkw-Gangrädern mit einem anschließenden Kalibrieren zur Formung des Hinterschnitts der Kupplungsverzahnung aus der Umformwärme (Abb. 4.114).

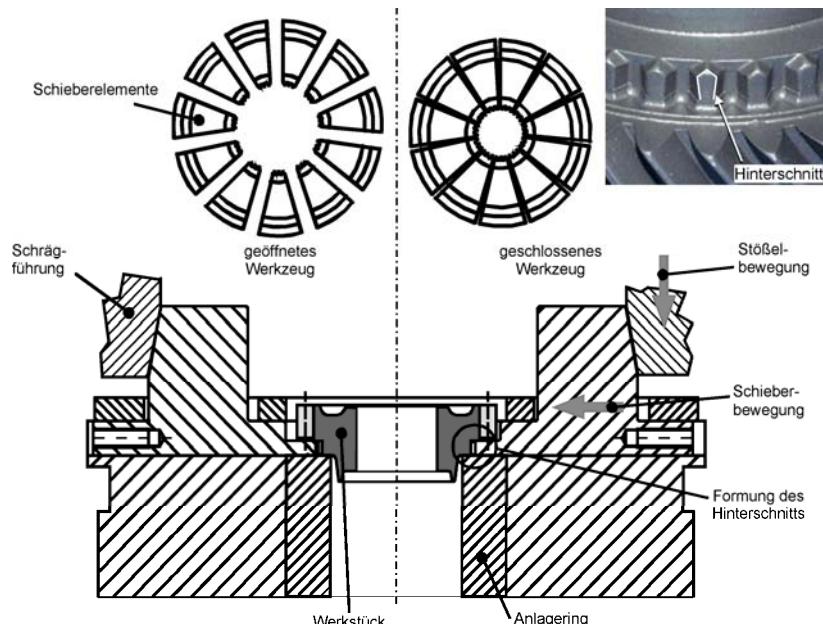


Abb. 4.114 Werkzeugsystem zur Hinterschnitterzeugung an der Kupplungsverzahnung bei Pkw-Gangrädern /Dre00/

In der ersten Umformstufe wird das Gangrad vollständig (inklusive der Laufverzahnung) bis auf die Hinterschneidung im Bereich der Kupplungsverzahnung geschmiedet. Die Formung des Hinterschnitts an der Kupplungsverzahnung erfolgt in der zweiten Umformstufe. Über Schrägführungen am Stößel wird die vertikale Stößelbewegung in eine horizontale Bewegung der Schieberelemente umgewandelt.

Schmieden schrägverzahnter Zahnräder mit Hinterschnitt

Silbernagel /Sil03/ entwickelte nach dem in Abb. 4.113 dargestellten Prinzip ein System mit radial entformenden Segmenten zur Erzeugung der hinteren Kupplungsverzahnung. Mit diesem Werkzeug ist die integrierte Fertigung vom Grundkörper mit allen Funktionselementen, wie einbaufertiger Kupplungsverzahnung und Laufverzahnung, mit geringem Schleifaufmaß möglich (Abb. 4.115). Durch die integrierte Fertigung können zwischen den Funktionselementen sehr hohe Lagegenauigkeiten erzielt werden. Im Vergleich zur konventionellen Prozesskette kann die gesamte Weichbearbeitung durch den Präzisionsschmiedeprozess substituiert werden.

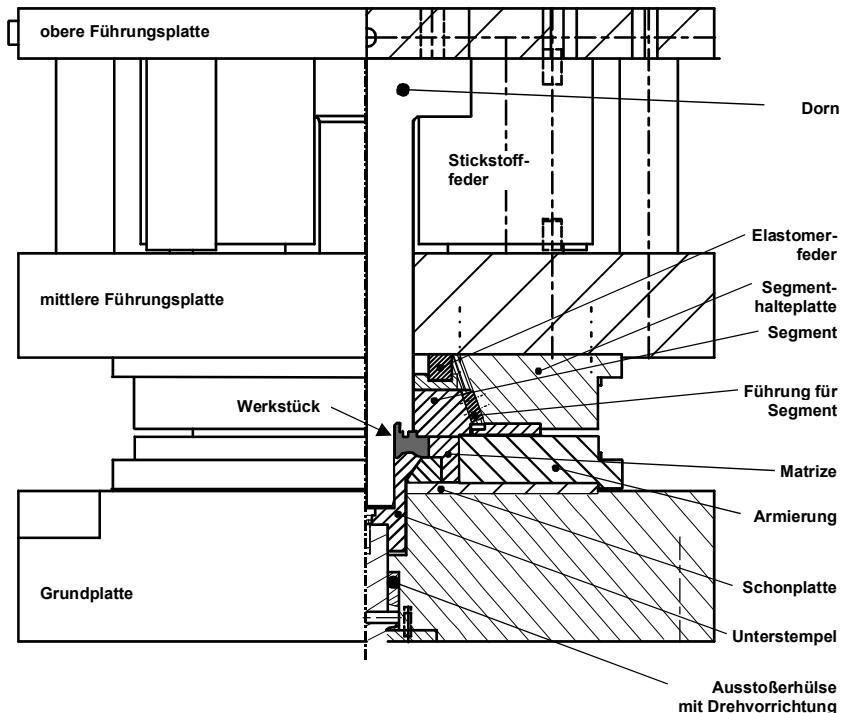


Abb. 4.115 Werkzeugsystem zum Präzisionsschmieden von Laufverzahnungen mit rotationssymmetrischem Hinterschnitt an der Kupplungsverzahnung /Sil03/

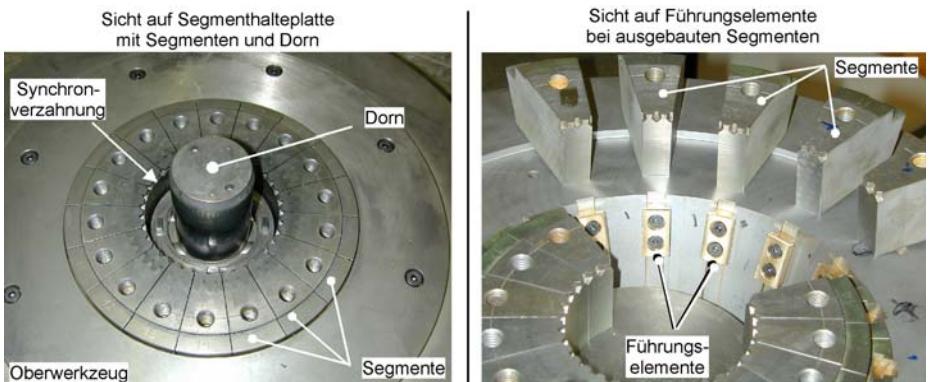


Abb. 4.116 Aufbau der Segmente zur Formung der Kupplungsverzahnung /Sil03/

Die Umformung des Rohteils wird vom Dorn durchgeführt, der in den Unterstempel eintaucht. Radial um den Dorn liegen die Segmente zur Einbringung der Kupplungsverzahnung (Abb. 4.116).

Um ein exaktes Zusammenfahren der Segmente zu ermöglichen, werden diese in T-Nuten geführt. Die Segmente werden über eine Elastomerfeder, die sich auf der mittleren Führungsplatte abstützt, während des Stößelrückhubs zurückgestellt.

Werkzeug zur mehrdirekionalen Umformung von Langteilen

Die mehrdirektionale Vorformung im Schmiedegesenk stellt eine Kombination aus vertikaler und horizontaler Vorformung dar. Diese werden hervorgerufen durch:

- eine vertikale Bewegung des Stempels zur Ausformung des Höhen- bzw. Dickenprofils der Zwischenform und
- eine horizontale Bewegung durch Schieber mit dem Ziel einer Reduzierung des Querschnitts im Mittenbereich zur Erzeugung einer Schaftkontur sowie Verdrängung des Materials in Richtung Bauteillängssachse an die Werkstückenden.

Es bieten sich folgende Möglichkeiten der zeitlichen Abfolge an (Abb. 4.117):

- vertikale Umformung nach Abschluss der horizontalen Umformung (Var. A),
- horizontale Umformung nach Abschluss der vertikalen Umformung (Var. B).

Darüber hinaus ist auch eine Überlagerung der Bewegungsabläufe denkbar, die jedoch die Komplexität des Werkzeugs stark erhöht.

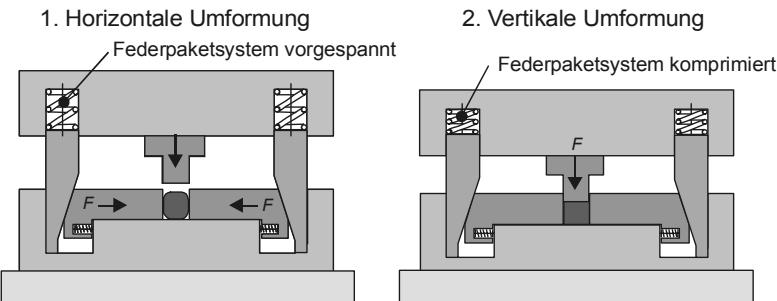


Abb. 4.117 Werkzeugkonzept mit Keilgetriebe zur vertikalen Umformung nach Abschluss der horizontalen Umformung (Variante A)

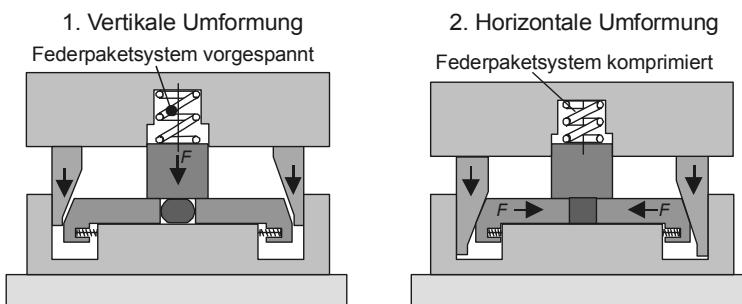


Abb. 4.118 Werkzeugkonzept mit Keilgetriebe zur horizontalen Umformung nach Abschluss der vertikalen Umformung (Variante B)

Werkzeug (mit schwimmenden Matrizen) zum Präzisionsschmieden von Langteilen

Bei der Übertragung des Prinzips des Präzisionsschmiedens auf Langteile sind im Vergleich zu rotationssymmetrischen Bauteilen zusätzliche Randbedingungen zu berücksichtigen. Dazu zählen neben der Konstanz der Gesamtmasse vor allem:

- die Erzeugung einer reproduzierbaren Zwischenform,
- die Gewährleistung einer exakten Einlegeposition sowie
- die Genauigkeit der Masseverteilung.

Das am Institut für Integrierte Produktion Hannover (IPH) entwickelte Werkzeugkonzept zum Präzisionsschmieden von Langteilen basiert auf einer zeitlichen Trennung der Vorgänge *Gesenk schließen* und *Umformung* (Abb. 4.119). Nach dem umformfreien Schließen von Ober- und Untergesenk dringen die Umformstempel in die Gravur ein.

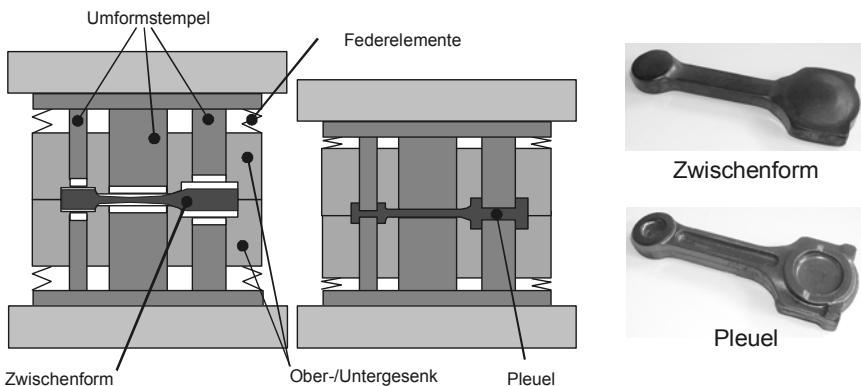


Abb. 4.119 Werkzeug zum Präzisionsschmieden eines Pkw-Pleuels

Die zur Formfüllung erforderliche Relativbewegung zwischen Stempel und Gravur wird durch die Entkopplung der Gesenkhälfte von der Maschine mittels Federelementen erreicht, die zugleich die Schließkräfte aufbringen. Zudem wird die Übertragung der Stoßelkippung und des Versatzes auf das Schmiedeteil verhindert und somit eine deutlich verbesserte Geometrie- und Gewichtstoleranz ermöglicht. Darüber hinaus kann auf einer einfach wirkenden Umformmaschine eine zweifach wirkende Umformung realisiert werden /Bro99, Sch00, Sch01/.

4.4.4 Verschleiß von Schmiedegesenken

Hohe mechanische und thermische Belastungen führen zu unterschiedlichen Schadensformen an verschiedenen Stellen der Gravur von Schmiedewerkzeugen. Erreicht eine dieser Schädigungen an den formgebenden Elementen einen kritischen Wert, so führt dies zum Versagen des Werkzeugs (Abb. 4.120).

Die häufigsten Ausfallursachen von Schmiedegesenken sind:

- abrasiver Verschleiß (70%),
- thermische Rissbildung (3%),
- mechanische Rissbildung (25%) sowie
- plastische Verformungen (2%).

Mechanisch und thermisch bedingte Risse lassen sich in Abhängigkeit ihrer Ursachen in fünf Kategorien einteilen:

- Fehler im Werkzeugwerkstoff,
- Konstruktionsfehler,
- Fehler bei der Bearbeitung der Werkzeuge,
- Wärmebehandlungsfehler sowie
- Fehler beim betrieblichen Einsatz.

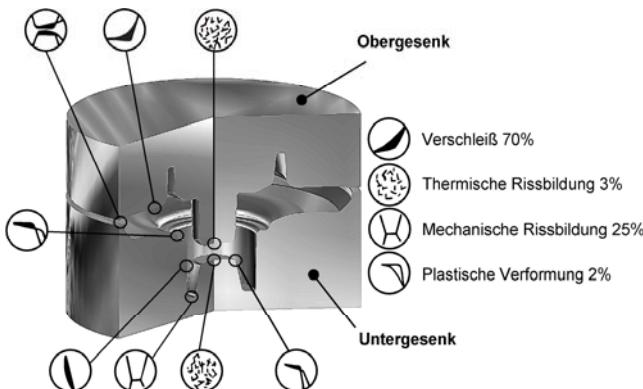


Abb. 4.120 Ausfallursachen von Schmiedegesenken /Hei76/

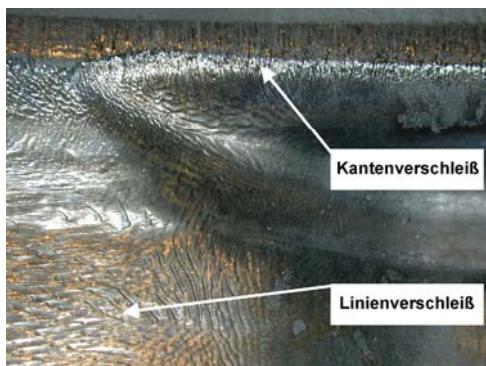


Abb. 4.121 Kanten- und Linienverschleiß an einem Schmiedegesenk

Der Hauptgrund für den Werkzeugausfall ist der Verschleiß der formgebenden Elemente aufgrund des Festigkeitsverlusts des Werkzeugwerkstoffs in der Randschicht, wobei folgende Verschleißarten unterschieden werden:

- Kantenverschleiß,
- Auswaschungen (Kolkverschleiß) und
- Riefen (Linienverschleiß).

Kanten- und Linienverschleiß sind in Abb. 4.121 anhand eines Schmiedewerkzeugs dargestellt. Die auftretenden Temperatur spitzen in der Werkzeugrandschicht können teilweise die Anlasstemperatur des Werkzeugwerkstoffs überschreiten und verursachen damit zum einen eine Neuhärtung der äußeren Randschicht, zum anderen eine bleibende Entfestigung in der darunter liegenden Zone des Werkzeugs.

4.4.4.1 Werkzeugbeanspruchung

Im Vergleich zu Werkzeugen anderer Umformverfahren ist die durchschnittliche Standmenge von Schmiedegesenken verhältnismäßig niedrig /Hei76/:

- Scherschneiden mit Hartmetall ca. 2.000.000 Teile,
- Kaltumformung ca. 100.000 Teile,
- Warmumformung ca. 10.000 Teile.

Dabei ist die Streubreite sehr groß. Beispielsweise werden beim Schmieden von flachen Teilen, wie beispielsweise Pleuel, durchaus Standmengen von bis zu 30.000 Stück erreicht. Die Standmenge großer Werkzeuge z.B. für Kurbelwellen liegt hingegen teilweise deutlich unter 10.000 Stück.

Die Werkzeuge unterliegen einem komplexen Belastungskollektiv, das sich auf folgende vier Grundbeanspruchungen zurückführen lässt:

- thermische Beanspruchungen,
- mechanische Beanspruchungen,
- tribologische Beanspruchungen (Zwischenschicht, Schmierstoff, Oxid) sowie
- chemische Beanspruchungen durch Schmierstoffadditive (z.B. Treibmittel).

Im Folgenden werden die vier Kategorien von Beanspruchungsarten beschrieben, die beim Schmieden in der Regel in Kombination auftreten, und zu verschiedenen Schädigungen der Werkzeuge führen können (**Abb. 4.122**).

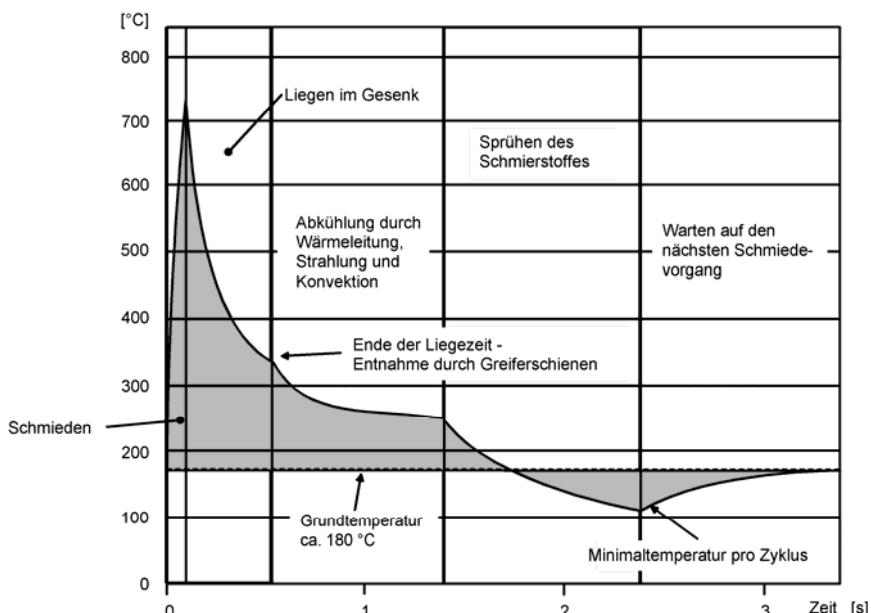


Abb. 4.122 Temperaturverlauf an der Gravuroberfläche während eines Schmiedetakts im Untergesenk (nach Stute-Schlammé /Stu80/)

Thermische Beanspruchung

Beim Gesenkschmieden stellt sich ein örtlich und zeitlich veränderliches Temperaturfeld im Gesenk ein. Abb. 4.122 verdeutlicht den Temperaturverlauf an der Gravuroberfläche während eines Schmiedetakts. Zunächst steigt während der Berührung zwischen Werkzeug und Rohteil die Temperatur der Oberfläche auf einen maximalen Wert an. Im Anschluss an die Umformung kühlt sich das Gesenk durch Wärmeleitung, Strahlung und Konvektion ab. Nach der Entnahme des Schmiedeteils wird durch die Gesenk Kühlung/Schmierung die Werkzeuggrundtemperatur kurzzeitig unterschritten. Bezuglich der Nomenklatur der Temperatur der Werkzeuge gilt Folgendes:

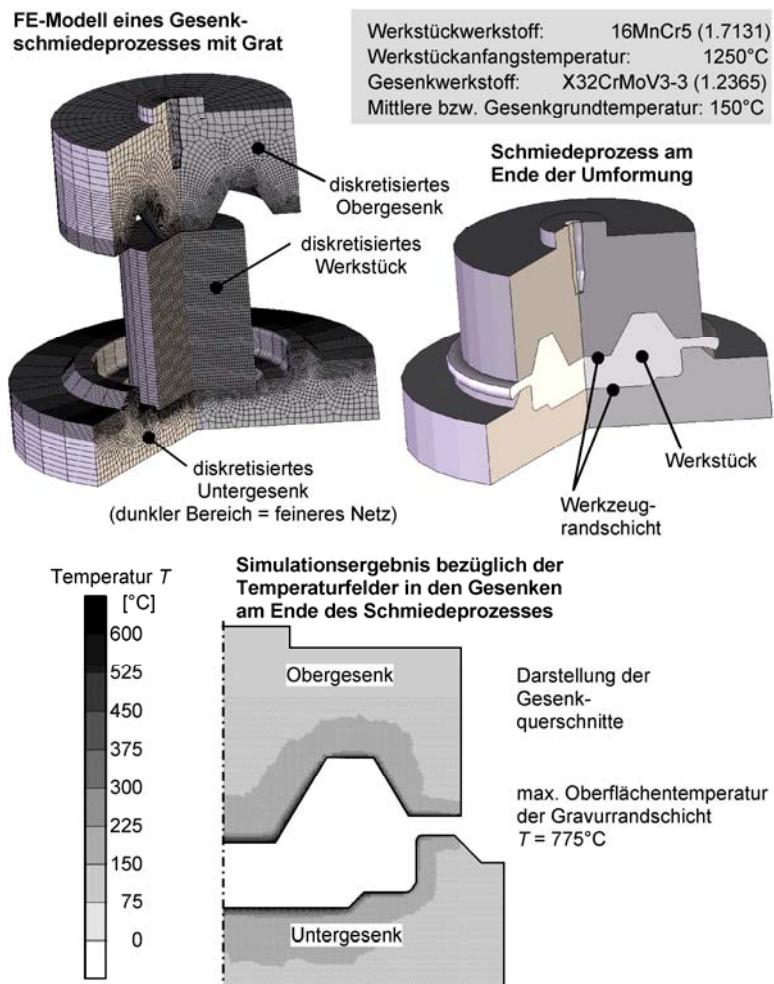


Abb. 4.123 FEM-Simulation zur Berechnung der thermischen Einwirkung des Werkstücks auf die Schmiedegesenke

- Im stationären Zustand, der je nach Gesenkgröße in 1-3 Stunden erreicht wird, ist die Werkzeuggrundtemperatur annährend identisch mit der Temperatur an der Außenfläche des Gesenks und kann dort gemessen werden.
- Im nicht stationären Zustand kann die mittlere Werkzeuggrundtemperatur kalorimetrisch bestimmt werden. Hierzu wird das Werkzeug in eine definierte Wassermenge gelegt und die sich ergebende Temperaturerhöhung gemessen.
- Unter der Gravurtemperatur ist die Temperatur im formgebenden Bereich des Gesenks zu verstehen. Sie kann nach der Entnahme des Schmiedeteils z.B. pyrometrisch gemessen werden.

Wie die FEM-Simulation (Abb. 4.123) eines Schmiedetakts bei einer Werkstücktemperatur von 1250°C und einer Werkzeuggrundtemperatur von 150°C zeigt, entsteht für einen kurzen Zeitraum eine Oberflächentemperatur am Gesenk von maximal 775°C. Die Spitzentemperatur wird in der äußeren Werkzeuggrandschicht bis in eine Tiefe von etwa 300-500 µm erreicht. Mit zunehmender Entfernung von der Randschicht nimmt die Temperatur rasch ab.

Die zyklische Erwärmung/Abkühlung und ihre Beschränkung auf die Werkzeuggrandschicht führen zu einer hohen thermischen Wärmewechselbeanspruchung (Abb. 4.124). Mit zunehmender Entfernung von der Randschicht wird die Differenz zwischen Spitzentemperatur T_S und Minimaltemperatur T_M geringer und ist bei sehr großer Entfernung nicht mehr messbar.

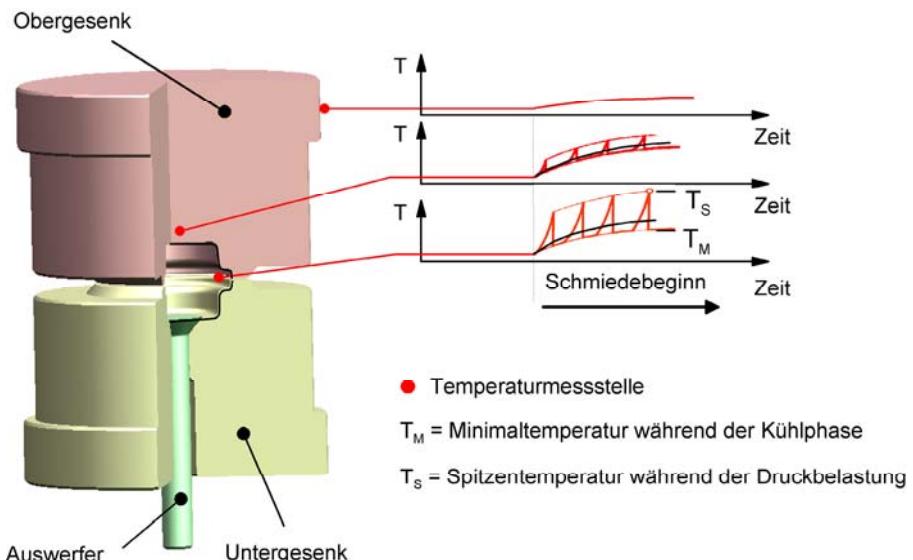


Abb. 4.124 Temperaturverlauf am Obergesenk während des Schmiedens

Für das Werkzeug resultieren daraus im Prinzip drei verschiedene thermische Beanspruchungsarten:

- eine Dauerwärmebelastung des gesamten Werkzeugs durch die Grundtemperatur während der gesamten Einsatzzeit,
- eine hohe thermische Belastung der oberflächennahen Werkzeubereiche durch kurzzeitige Temperaturspitzen während der Druckberührzeit sowie
- eine Wärmewechselbeanspruchung der Randzone durch Kühlung (zyklisch wiederholende Wechsel der Randschichttemperatur).

Die Werkzeuggrundtemperatur im stationären Zustand stellt sich als Gleichgewicht infolge der durch den Kontakt zwischen Werkzeug und Schmiedeteile zugeführten und der durch Wärmeleitung, Kühlung, Abstrahlung und Konvektion abgeföhrten Energie ein.

Die Temperatur der Gravuroberfläche (Randschicht) während der Kontaktphase wird hauptsächlich von folgenden Einflussgrößen bestimmt:

- Werkzeuggrundtemperatur/Werkstücktemperatur,
- Kontaktnormalspannung,
- Druckberührzeit/Relativbewegung,
- Werkzeugwerkstoff/Werkstückwerkstoff und
- Schmierstoff.

Die Temperaturerhöhung in der Gesenkrandschicht ist umso größer, je ausgeprägter die Differenz zwischen den Anfangstemperaturen von Schmiedestück und Werkzeug ist (Abb. 4.125).

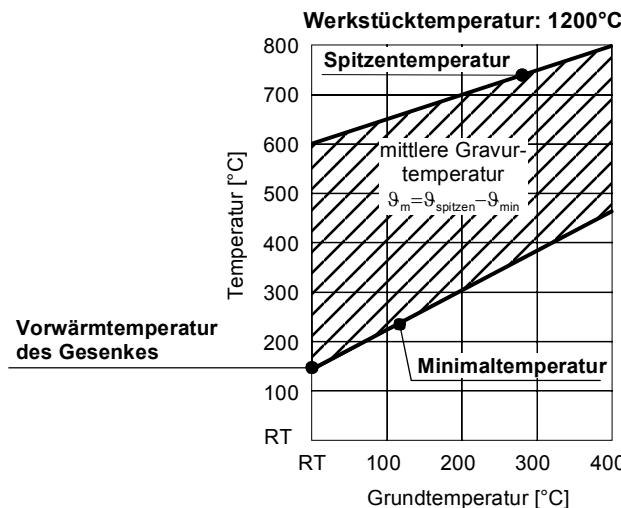


Abb. 4.125 Thermische Wechselbeanspruchung in Abhängigkeit von der mittleren Gravurtemperatur /Stu80/

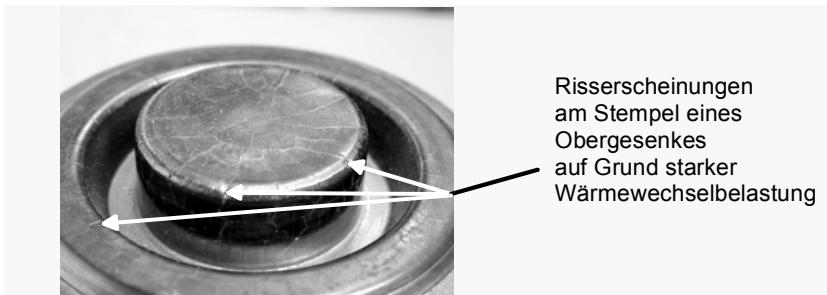


Abb. 4.126 Wärmerisse durch thermische Wechselbeanspruchung an einem Stempel

Die thermische Wechselbelastung ergibt sich aus dem wiederholten Wechsel zwischen der kurzen und schroffen Aufheizung der Randzone während der Druckberührzeit und der anschließenden schnellen Abkühlung durch das unter der aufgeheizten Zone liegende, verhältnismäßig kalte Grundmaterial. Zusätzlich wird diese Belastung durch die Kühlshmierung der Gesenke erhöht. Dadurch kann es auf der Oberfläche der Gesenke zu Rissbildungen kommen (Abb. 4.126). Die thermische Wechselbelastung ist umso größer, je geringer die Werkzeuggrundtemperatur ausfällt (Abb. 4.125).

Um thermische Wechselbeanspruchungen zu minimieren und daraus resultierende Rissbildungen zu vermeiden, empfiehlt es sich daher, Schmiedegesenke auf eine geeignete Grundtemperatur vorzuheizen.

Verschiedene Untersuchungen an Schmiedegesenken /Bob91, Kau84, Sei92/ haben ergeben, dass die für das Unbrauchbarwerden der Gesenke verantwortlichen Vorgänge (Anlasseffekte, plastische Verformungen, Rissbildung) in einer bis zu maximal 300-500 µm tiefen Oberflächenzone auftreten. Die Schädigungen sind bereits nach einem einzigen Schmiedevorgang nachweisbar (Abb. 4.127). So bildet sich an der Oberfläche von Schmiedewerkzeugen aus Warmarbeitsstahl, die zyklischen Wärmewechselbelastungen ausgesetzt sind, bereits nach dem ersten Schmiedezyklus eine etwa 200 µm tiefe weiße Schicht eines sehr fein strukturierten Martensits, der zunächst eine deutliche Aufhärtung der Werkzeugoberfläche verursacht (Abb. 4.127).

Aufgrund der niedrigeren Maximaltemperatur in tiefer liegenden Regionen der Werkzeigrandschicht findet hier bei stetiger zyklischer Temperaturwechselbelastung ein Weichglühprozess statt. Dadurch bildet sich eine entfestigte Weichglühzone aus. Trotz der anfänglich erhöhten Härte durch die Martensithärtung kommt es während des weiteren Einsatzes des Gesenks zu Materialabtrag an hoch belasteten Gravurbereichen. Im fortgeschrittenen Verschleißstadium erreicht dann die bereits stark entfestigte, weichgeglühte Feinkornzone den äußeren Rand des Gesenks und trägt zu einem progressiven Verschleißfortschritt bei (Abb. 4.128).

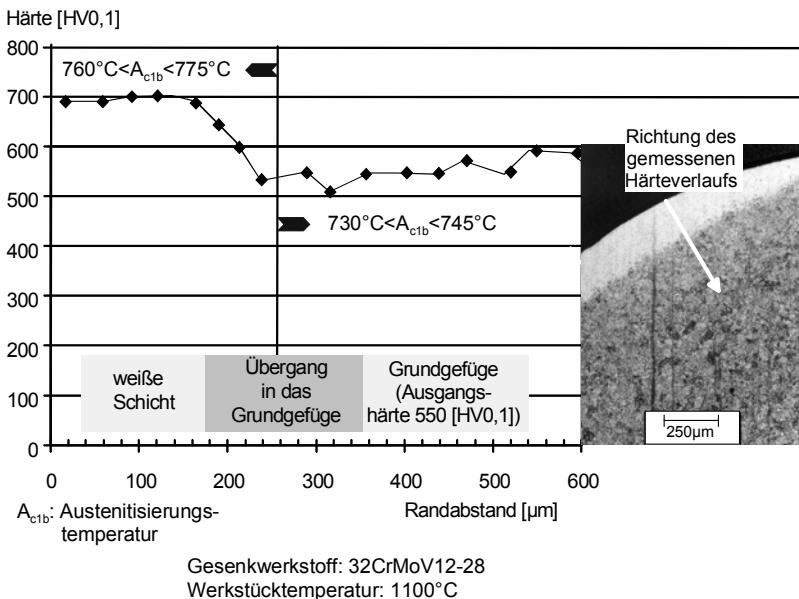


Abb. 4.127 Härteverlauf im konvexen Radius eines Schmiedegesenks (X32CrMoV12-28) nach einem Schmiedezyklus (die A_{c1b}-Temperatur ist die Temperatur, bei der beim Erwärmen von Stahl die Bildung des Austenits einsetzt) /Wal99/

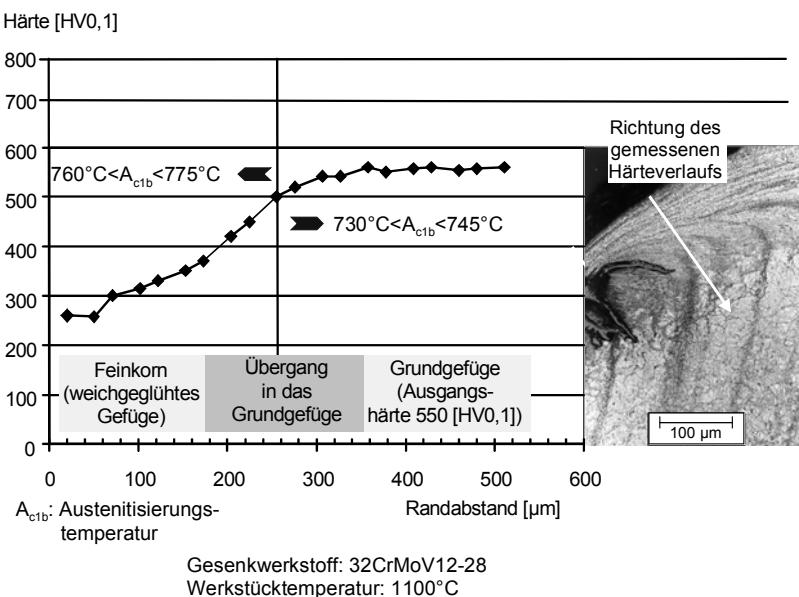


Abb. 4.128 Härteverlauf im konvexen Radius eines Schmiedegesenks (X32CrMoV12-28) nach 1000 Schmiedezyklen

Eine erneute Aufhärtung findet nicht mehr statt. Der Grund hierfür ist, dass bei der im Schmiedeprozess vorliegenden raschen Erwärmung der Werkzeuge (z.B. kurze Druckberührzeit und große Hubzahl) die A_{c1b} -Temperatur des weichgeglühten Gefüges nicht überschritten wird, da diese höher liegt als bei dem vergüteten Ausgangsgefüge.

Ziel zukünftiger Legierungsentwicklungen für Schmiedegesenke sollte es sein, die A_{c1b} -Temperatur so weit abzusenken, dass auch die weichgeglühten Gefüge aufhärtbar sind /Wal99, Pfa09/.

Mechanische Beanspruchung

An der Oberfläche des Werkzeugs ergeben sich geometriebedingt Kontaktnormalspannungen, die ein Vielfaches der Fließspannung des Werkstückwerkstoffs betragen können.

Die Umformkräfte bewirken, abhängig von Ort und Zeit, hohe mechanische Spannungen, die beim Schmieden mit Grat gegen Ende des Umformvorgangs aufgrund des Staudrucks im Gesenk stark ansteigen. Die letztlich im Werkzeug vorliegenden Spannungen ergeben sich, wie in Abb. 4.129 gezeigt, durch die Überlagerung von mechanischer und thermischer Beanspruchung. Die resultierende Beanspruchung ist hierbei von der Gesenkgeometrie abhängig.

In den zwei dargestellten Elementarvolumina (1 und 2) erzeugt die mechanische Belastung eine Zugbeanspruchung, wohingegen sich die thermische Belastung in einer Druckbeanspruchung äußert.

Der Wert der mechanischen Belastung ist dabei für unterschiedliche Bereiche im Gesenk deutlich verschieden, für die thermische Belastung hingegen ist die Differenz relativ gering. Beide Beanspruchungsarten kompensieren sich teilweise.

Ferner kommt es zu einer Beeinflussung der mechanischen Beanspruchung durch die Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität sowie Wärmedehnung der eingesetzten Gesenke. Die Unterschiede dieser Größen für verschiedene Warmarbeitsstähle sind gering, so dass ihr Einfluss von untergeordneter Bedeutung ist.

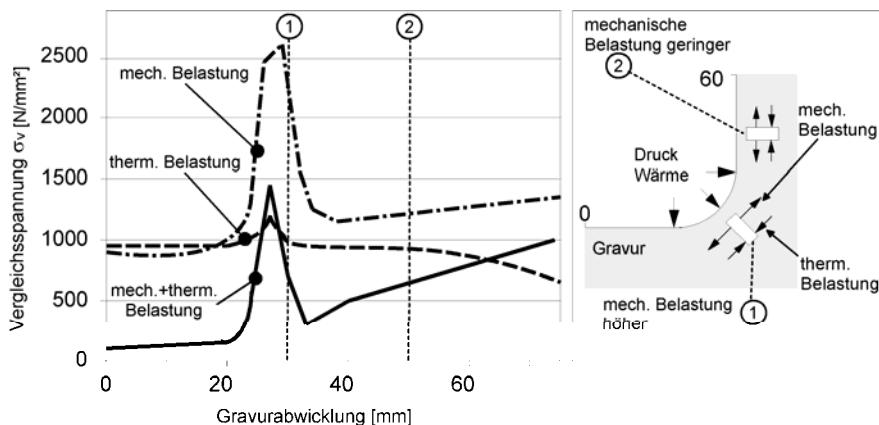


Abb. 4.129 Mechanische und thermische Spannungen an einer Gesenkoberfläche /Stu80/

Tribologische Beanspruchung

Unter der tribologischen Beanspruchung wird die Belastung der Werkzeuge und Werkstücke infolge der auftretenden Relativbewegungen zwischen der Reibpaarung Werkzeug/Werkstück unter Berücksichtigung der jeweiligen Wirkmedien verstanden.

In der Kontaktzone bewirken dabei die grundlegenden Verschleißmechanismen Abrasion, Adhäsion, Oberflächenzerrüttung und Reiboxidation /DIN50320, Lui90/ Werkstoffveränderungen in der Werkzeugoberfläche und führen damit zu Verschleißerscheinungen (Abb. 4.130).

Im Vergleich zu anderen Umformprozessen liegen bei Warmformgebungsprozessen besonders ungünstige Tribosysteme vor /Wal99/. Hierfür sind beim Schmieden insbesondere die folgenden Ursachen zu nennen:

- Die örtlich auftretenden Drücke im Gesenk sind vergleichsweise hoch, da die Fließspannung des Werkstücks erreicht werden muss und geometriebedingt ein zusätzlicher hydrostatischer Spannungszustand im Werkzeug auftritt.
- Bei der Erwärmung der Rohteile auf die übliche Schmiedetemperatur von 1000-1250°C bildet sich an den Oberflächen Zunder, der sehr spröde ist, eine hohe Härte besitzt und bei Relativbewegung zu einer abrasiven Beanspruchung der Werkzeugoberfläche führt /Lui93/.
- Die Temperaturen in der Wirkzone zwischen Werkzeug und Schmiedeteil liegen im Bereich von 600°C bis 900°C, was den Verschleißwiderstand der Werkzeugrandzone herabsetzt und adhäsive Vorgänge stark fördert.
- Durch die plastische Verformung des Werkstücks tritt während der Umformung heißes Material aus dem Werkstückinneren an die Oberfläche und erhöht zusätzlich die thermische Belastung. Entscheidend für die Schädigung der Werkzeuge sind die Vorgänge in der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück.

Die Reibungszustände sind zum Teil sehr unterschiedlich und treten in Abhängigkeit von der Werkzeuggeometrie, des Schmierzustandes, des Werkstoffs der Reibpartner und den Drücken zwischen Werkstück und Werkzeug zeitlich und örtlich unterschiedlich auf.

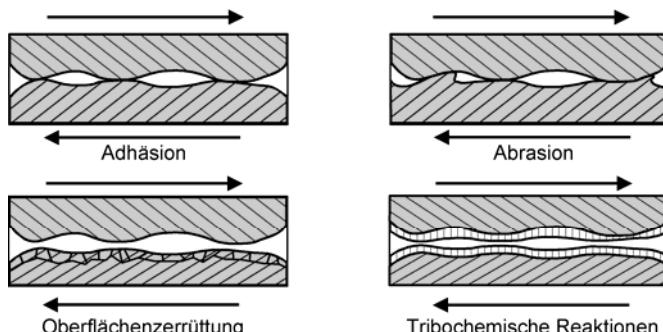


Abb. 4.130 Verschleißmechanismen /Lui93/

Chemische Beanspruchung

Durch die aufgrund hoher Temperaturen gesteigerte chemische Reaktivität tritt zusätzlich zu den genannten Beanspruchungsarten eine chemische Beanspruchung der Werkzeugoberfläche auf. Zu nennen sind beispielsweise Oxidationsvorgänge und chemische Reaktionen z.B. mit Additiven in der Zwischenschicht /Lui90/.

4.4.4.2 Verschleißprüfung

Es existieren keine genormten Verfahren zur Definition des Werkzeugverschleißes an Schmiedegesenken, da dieser in hohem Maße von der Werkzeuggeometrie abhängig ist.

Am IFUM werden Verschleißuntersuchungen auf einer automatisierten Schmiedeanlage durchgeführt (Abb. 4.131), die eine Taktzeit von minimal 5 s ermöglicht. Nach 1000 oder mehr Schmiedezyklen wird der prozessparameterbedingte Verschleiß an den konturierten Gesenken ermittelt (Abb. 4.132). Hierzu wird der dem Verschleiß am stärksten unterliegende Gesenkbereich, der Dornradius, vor und nach dem Schmieden mit einer 3D-Koordinatenmessmaschine vermessen.

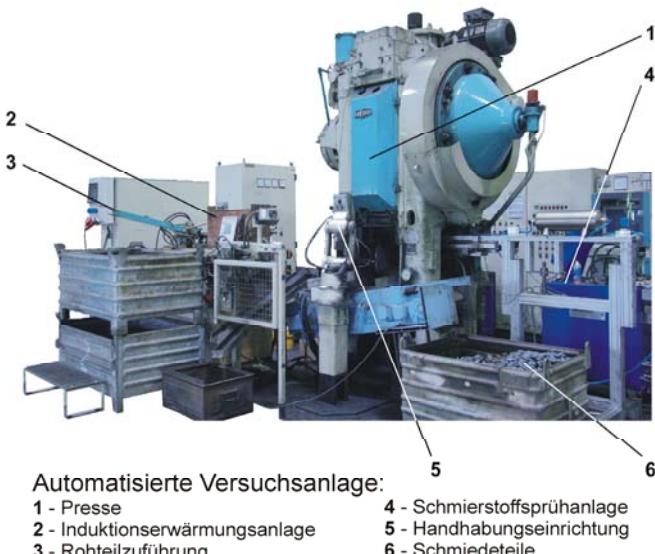


Abb. 4.131 IFUM-Verschleißprüfstanlage für Schmiedegesenke

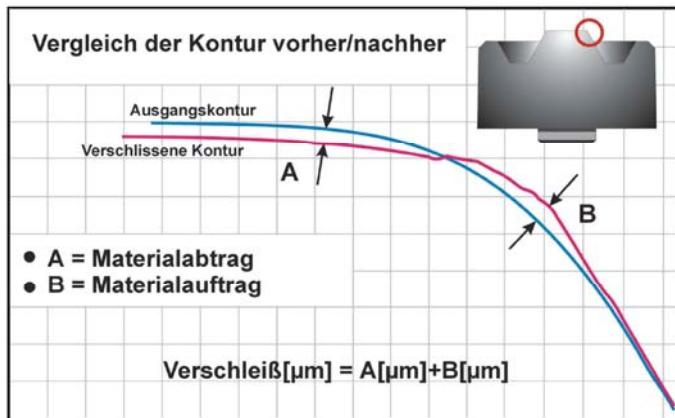


Abb. 4.132 Verschleißdefinition

Der Verschleißwert kann als Summe von Werkstoffauf- und -abtrag ermittelt werden. Zur Darstellung der Auswirkung von mechanischer sowie thermischer Belastung auf das Gefüge im Randbereich des Gesenks werden metallografische Schliffbefunde analysiert.

Zur Bestimmung des Materialab- bzw. -auftrags wird die geometrische Abweichung der Kontur des Dorns von der Sollkontur vor und nach dem Schmieden bestimmt und als Differenzbetrag ausgewiesen (Abb. 4.132). Vermessen wird entlang von acht Messlinien, die jeweils um $22,5^\circ$ versetzt angeordnet sind.

Bei den verwendeten Schmiedewerkzeugen stellt der Dorn in der Mitte den verschleißkritischen Teil dar, da über diese Stelle das umzuformende Material am stärksten hinweg fließt.

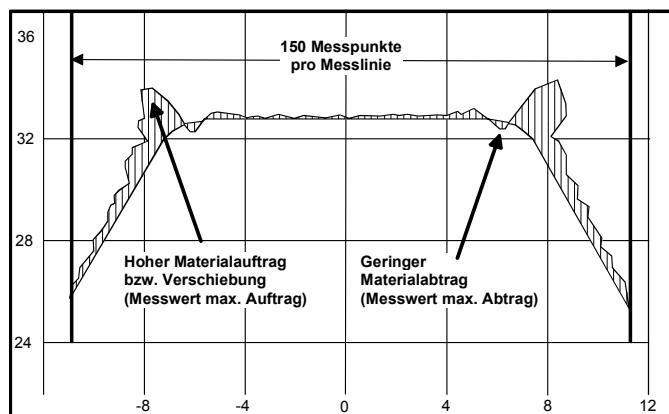


Abb. 4.133 Optische Darstellung einer Konturmessung

Dabei treten aufgrund hoher mechanischer und thermischer Belastungen am Dorn sowohl Materialabträge als auch plastische Deformationen des Werkzeugwerkstoffs auf, die sich im Messergebnis als Materialauftrag widerspiegeln. In Abb. 4.133 wird beispielhaft der Materialabtrag und der vergleichsweise groÙe Materialauftrag aufgezeigt.

Pro Messlinie werden 150 Punkte auf der Oberfläche des Dorns abgetastet, wobei zur Verschleißbestimmung die Messpunkte herangezogen werden, die den höchsten sowie den niedrigsten Wert aufweisen.

Mit der beschriebenen Methode ist es zum einen möglich, die Leistungsfähigkeit unterschiedlicher Warmarbeitsstähle für die Anwendung in der Schmiedetechnik zu ermitteln, zum anderen kann bei konstanten Versuchsbedingungen der Einfluss unterschiedlicher Schmierstoffe sowie der Einfluss aller Randbedingungen (Temperatur, Schmierstoffmenge etc.) untersucht werden.

In Abb. 4.134 ist ein Beispiel für eine Verschleißuntersuchung, bei der vier unterschiedliche Warmarbeitsstähle untersucht wurden, dargestellt. In Abb. 4.135 ist ein Beispiel für eine Schmierstoffuntersuchung, bei der fünf verschiedene Schmierstoffe miteinander verglichen wurden.

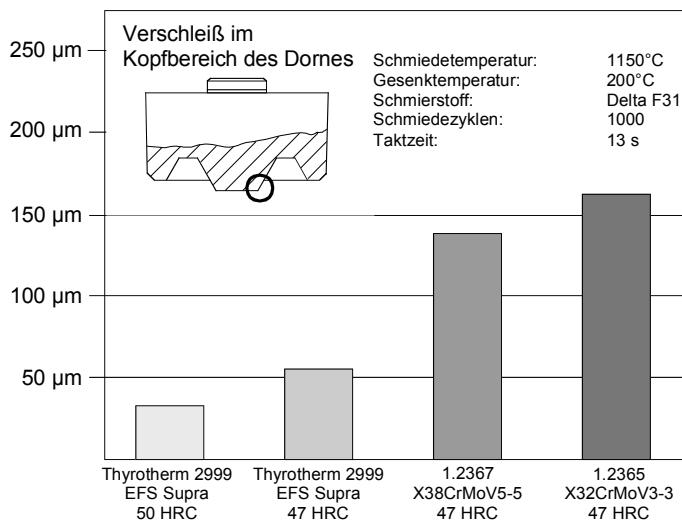


Abb. 4.134 Verschleißbetrag von vier Warmarbeitsstählen im Vergleich

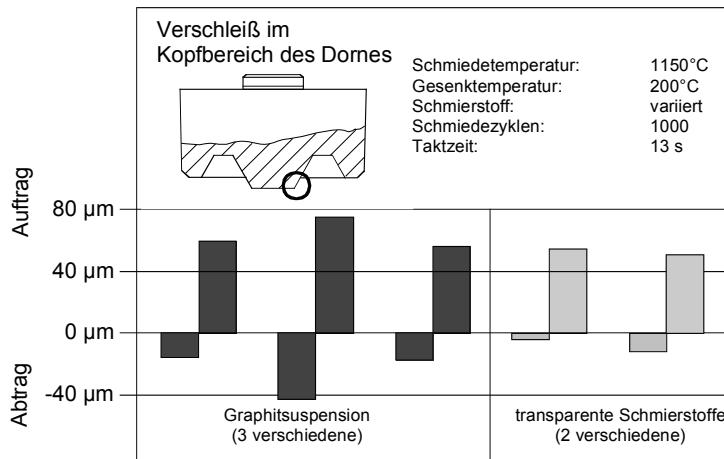


Abb. 4.135 Beispiel einer Verschleißuntersuchung zwischen drei unterschiedlichen Graphitschmierstoffen und zwei unterschiedlichen transparenten Schmierstoffen

4.4.4.3 Einsatz von Beschichtungen zur Verschleißreduktion

Durch den Einsatz von Oberflächenbehandlungsverfahren können die Eigenschaften der Oberflächenschichten von Schmiedegesenken optimiert und somit die Werkzeugstandmengen erhöht werden. Als gebräuchlichstes Verfahren ist hier das Nitrieren zu nennen. Eine weitere Erhöhung der Verschleißfestigkeit bieten Beschichtungen auf keramischer Basis /Ede74/.

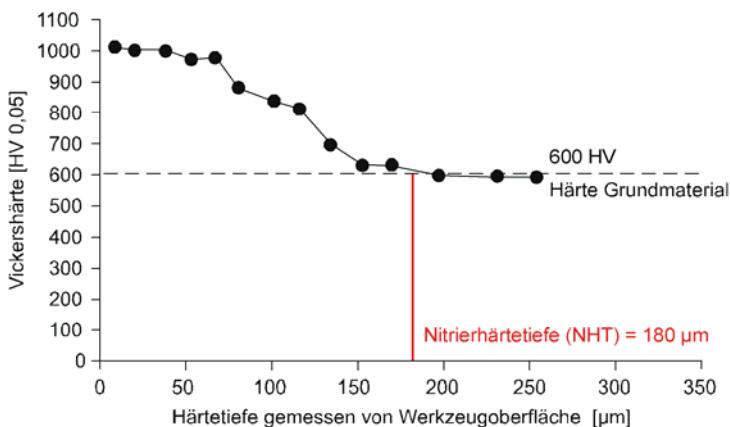


Abb. 4.136 Härteverlauf einer gehärteten und nitrierten Stahlprobe X38CrMoV5-3 (1.2367)

In Abb. 4.136 ist beispielhaft der Härteverlauf eines nitrierten Werkzeugs mit einer Grundhärte von 600 HV 0,05 dargestellt. Der eindiffundierte Stickstoff sorgt bis in eine Tiefe von ca. 180 µm für eine Aufhärtung des Stahls. Die für technische Anwendungen relevante Diffusionstiefe des Stickstoffs liegt zwischen 20 und 200 µm (Abb. 4.136). Neben dem Nitrieren sind das Borieren und Aufkohlen weitere auf Diffusion basierende Verfahren zur Festigkeitssteigerung von Schmiedegesenken. Diese Verfahren werden in Kap. 3.13 beschrieben.

Oberflächenbeschichtungen mit nichttoxidkeramischen Werkstoffen

Eine Möglichkeit, die Standmengen von Schmiedegesenken zu erhöhen, besteht in der Kombination von Plasmanitrieren der Gravuroberfläche und anschließendem Beschichten mit verschleißfesten keramischen Werkstoffen (Kap. 3.13) /Spie96/. Dabei übernimmt die Nitrierschicht die Funktion einer Stützschicht, während die nachfolgend aufgetragene, in der Regel nichttoxidkeramische Schicht die eigentliche Funktion des Verschleißschutzes übernimmt.

Daneben besteht auch die Möglichkeit, mehrere keramische Schichten übereinander (Viellagenschichten) auf die Oberfläche des Werkzeugs aufzubringen /Hus02, Fre87/. Die mit diesen Verfahren erzeugbare Schichtdicke von keramischen Hartstoffschichten liegt zwischen 1 und 100 µm /Fre87/. In Abb. 4.137 ist exemplarisch der Härteverlauf einer Viellagenbeschichtung (3 Lagen) mit den Beschichtungswerkstoffen TiC, TiCN und TiN dargestellt.

In Abb. 4.138 sind schematisch die Versagensmechanismen durch Rissbildung bei mono- und viellagenbeschichteten Werkzeugen dargestellt. Ein induzierter Riss führt bei einem monolagenbeschichteten Werkzeug direkt in das Grundmaterial.

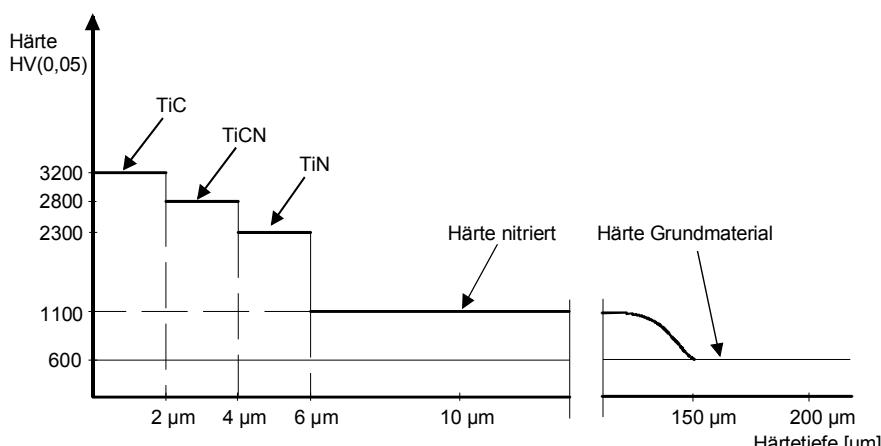


Abb. 4.137 Prinzipieller Härteverlauf einer gehärteten und nitrierten Werkzeugoberfläche mit Mehrlagenbeschichtung (3 Lagen)

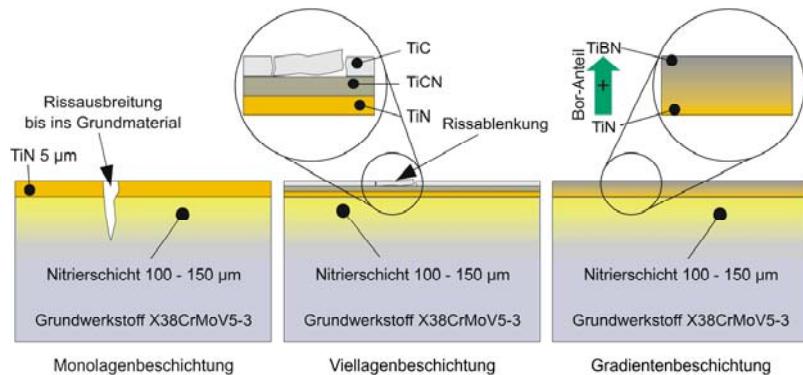


Abb. 4.138 Rissausbreitung bei mono- und viellagenbeschichteten Werkzeugen

Bei viellagenbeschichteten Werkzeugen sollen Oberflächenrisse durch unterschiedliche Spannungszustände an den Phasenübergängen der einzelnen Schichten abgelenkt werden. Dieser Verhinderung der Rissausbreitung in das Grundmaterial liegt eine tangentiale Rissablenkung an den Phasenübergängen zugrunde (Abb. 4.138) /Hus02/.

Des Weiteren ist in Abb. 4.138 eine gradierte Beschichtung dargestellt. Diese Variante ermöglicht einen durchgehenden Übergang ohne innere Kerben zwischen den einzelnen Beschichtungsmaterialien (dargestellt am Beispiel einer graduierten TiN-TiBN Beschichtung). Durch die Möglichkeit, die Beschichtungseigenschaften während des Beschichtens anhand der Materialanteile gezielt einzustellen, können z. B. die Zähigkeit und Härte der Beschichtung gesteuert werden. Dies ermöglicht eine minimierte Rissbildung durch dämpfende Eigenschaften der zähen Materialbereiche.

Um nachzuweisen, dass Beschichtungen einen deutlichen Einfluss auf die Standmenge vom Schmiedewerkzeugen haben können, wurden am Beispiel eines hochbelasteten schrägverzahnten Präzisionsschmiedezahnradwerkzeugs Verschleißuntersuchungen durchgeführt. Zur Erfassung des Verschleißfortschritts sind die Werkzeuge in regelmäßigen Abständen taktil vermessen worden. In Abb. 4.139 ist zum einen ein typisches Verschleißprofil eines Zahns dargestellt und zum anderen der Abtastweg im Werkzeug.

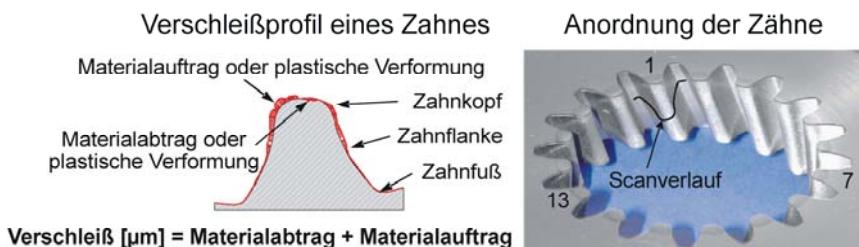


Abb. 4.139 Typisches Verschleißprofil eines Zahnradwerkzeuges und Vermessung

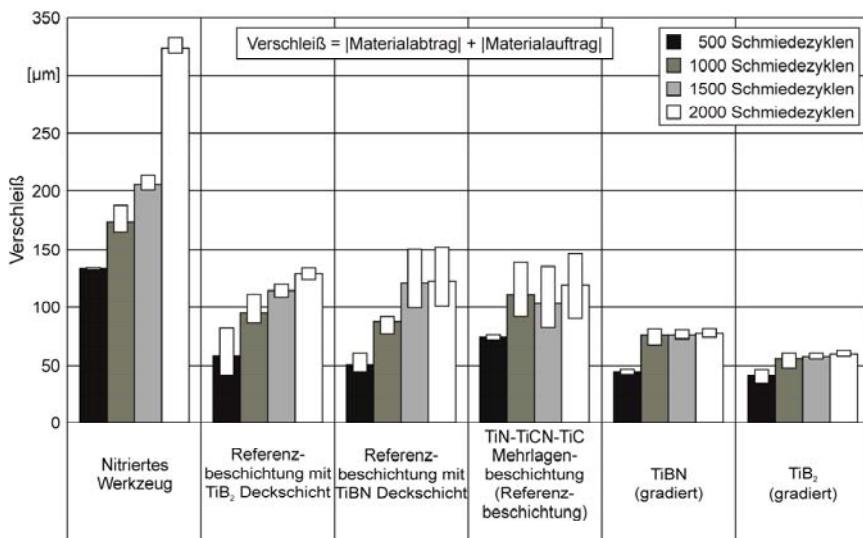


Abb. 4.140 Verschleißfortschrittsdiagramm PACVD beschichteter Zahnradwerkzeuge

Zur statistischen Absicherung der gemessenen Werte sind jeweils drei Zähne abgetastet worden. Als Referenz dient ein standardmäßig salzbadnitriertes Werkzeug, da dieses Verfahren zu den am häufigsten genutzten Verschleißreduzierungsverfahren zählt. In den Untersuchungen wurde der gemessene Verschleiß dieses Werkzeugs mehreren beschichteten Werkzeugen gegenübergestellt. Als beschichtete Vergleichswerkzeuge wurden ein Werkzeug mit einer Mehrlagenbeschichtung, zwei Werkzeuge mit Mehrlagenbeschichtungen und warmfesten Deckschichten sowie zwei Werkzeuge mit einem graduierten Beschichtungssystem verwendet. Das Ergebnis der Verschleißmessungen ist in Abb. 4.140 dargestellt. Das Diagramm stellt die gemittelten Werte der Verschleißmessungen dar und den jeweils kleinsten und größten gemessenen Verschleißwert in Form eines Toleranzbalkens. Trotz der teilweise großen Streuungen ist erkennbar, dass bei beschichteten Werkzeugen im Vergleich zu nitrierten Werkzeugen während der ersten 2000 Schmiedezyklen der Verschleiß reduziert werden konnte /Beh08/.

Beschichtungswerkstoffe

Im Bereich der Warmmassivumformung- bieten sich besonders mittels PACVD-Verfahren aufgebrachte titan- und chrombasierte Hartstoffsichten (Beispiel: nichtoxidkeramische Schichten wie Cr/CrN-Mehrlagenschichten, TiCrN) als Verschleißschutzschichten an /Smo03/. Aufgrund der relativ geringen Verfahrenstemperatur von ca. 500°C treten am Werkstück keine Verzüge und Anlassvorgänge auf.

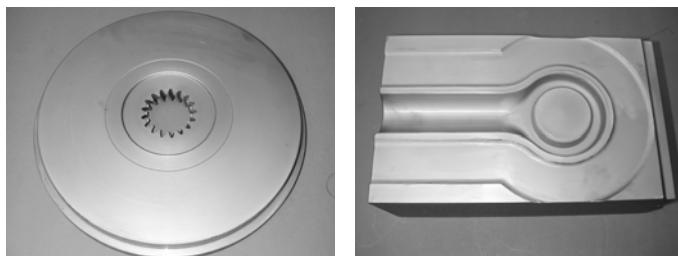


Abb. 4.141 TiN-TiCN-TiC Beschichtung:
links: Zahnradmatrize (IFUM); rechts: Untergesenk für Stabilisator (Fa. Heyco)

Die Werkzeuge verfügen über einen hohen abrasiven und adhäsiven Verschleißwiderstand, sind chemisch stabil gegenüber tribologischen Partnern (Werkstück, Schmierstoff) und weisen eine hohe Korrosionsbeständigkeit auf. Als Schichtwerkstoffe dienen, je nach chemischer Reaktion, die Karbide, Nitride oder Karbonitride der Metalle Titan und Chrom. In Abb. 4.141 sind zwei Beispiele für beschichtete Werkzeuge abgebildet.

Auf der linken Seite ist eine Zahnradmatrize zu sehen, das rechte Bild zeigt die Form eines Stabilisators für eine Lkw-Achse. Beide wurden in einer PACVD-Anlage ca. 18 Stunden nitriert, woraus eine Schichtdicke von ca. 150 µm resultiert. Anschließend erfolgte in ca. 3 Stunden eine insgesamt 9-lagige Beschichtung mit TiN-TiCN-TiC, die eine Gesamtdicke von ca. 3 µm aufweist.

Kosten

Die Kosten für die Oberflächenbehandlung von Werkzeugen sind in erster Linie von der Beschichtungszeit abhängig.

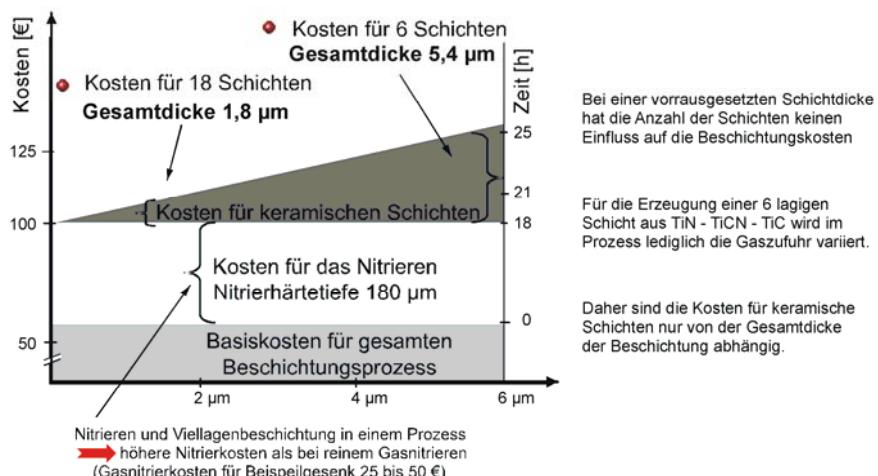


Abb. 4.142 Beispiel für die Kostenentwicklung für das Nitrieren und Beschichten eines Werkzeugs mit nichtoxid-keramischen Mehrlagenschichten

Aufgrund einer konstanten Nitrierschichtdicke, für Anwendungen bei Schmiedewerkzeugen, sind die Nitrierkosten in der Regel eine feste Größe (Abb. 4.142). Eine maßgebliche Einflussgröße auf den Preis von Werkzeugbeschichtungen ist die Auslastung der Beschichtungsanlagen. Gebräuchliche Beschichtungen, die eine hohe Anlagenauslastung garantieren, sind kostengünstiger als Beschichtungen, die eine besondere Prozessführung benötigen.

4.4.4.4 Verschleißreduktion durch Gesenkeinsätze aus Keramik

Eine weitere Möglichkeit, Verschleißerscheinungen an Schmiedegesenken zu reduzieren, ist der Einsatz nichtmetallischer verschleißfester Werkstoffe, wie z.B. Keramiken an hochbeanspruchten Stellen. Keramische Werkstoffe weisen eine hohe thermische Belastbarkeit in Kombination mit einer hohen Härte auf, weshalb es naheliegend ist, Keramik in Schmiedewerkzeugen einzusetzen /Wöt99, Rom98/. Bisher haben sich Keramiken jedoch als Werkzeugmaterial für Schmiedewerkzeuge bis auf Einzelfälle noch nicht durchgesetzt.

Eigenschaften keramischer Werkstoffe

Unter Keramik versteht man alle anorganischen, nichtmetallischen, durch Sintern (s. Kap. 4.9, S. 695 ff.) hergestellten Werkstoffe, die im Gegensatz zu amorphen Werkstoffen (z.B. Glas) teilweise oder vollständig kristallin aufgebaut sind, d.h. die Atome befinden sich in einer regelmäßigen räumlichen Anordnung /Tie94/. Der wesentliche Unterschied zwischen keramischen und metallischen Werkstoffen besteht in den unterschiedlichen atomaren Bindungstypen (Abb. 4.143). Bei Oxidkeramik (z.B. Al_2O_3 , ZrO_2) liegt überwiegend der ionische, bei Nicht-oxidkeramik (z.B. SiC , Si_3N_4) der kovalente Bindungstyp zwischen den Atomen vor. Beide Bindungstypen sind viel stärker als die metallische Bindung. Für die physikalischen Eigenschaften ist der Bindungstyp entscheidend.

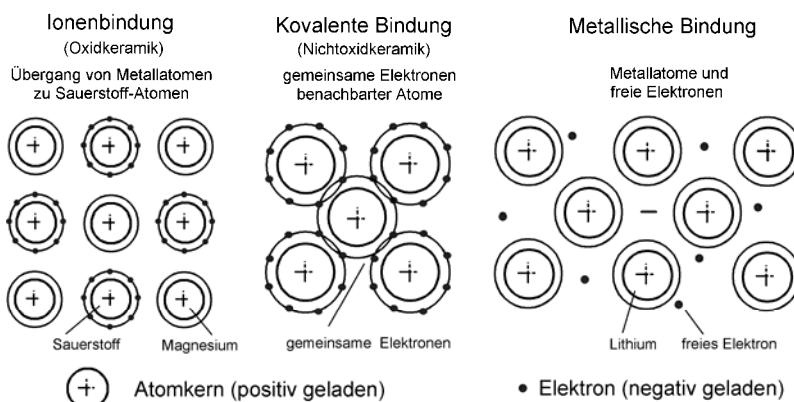


Abb. 4.143 Bindungstypen zwischen Atomen /Hor02/

Tabelle 4.7 Kennwerte gebräuchlicher keramischer Werkstoffe /nach Tie94/

	Al ₂ O ₃	ZrO ₂	Si ₃ N ₄	SiC	X38CrMoV5-3 (1.2367), 52HRC
Dichte [g/cm ³]	3,9	5,4-6,0	3,2	3,1	7,8
Biegefestigkeit [MPa]	340	500-950	800	350	≈ 1800
Druckfestigkeit [MPa]	4000	2200	3000	2000	-
E-Modul [GPa]	380	210	300	350	210
Vickershärte [HV 0,05]	1800	1250	1650	2500	≈ 550
Wärmeausdehnungskoeffizient [10 ⁻⁶ /K]	7,5	10,2	3,4	3,5	12,5

Ein Vergleich der wichtigsten Kennwerte gebräuchlicher Oxid- und Nicht-oxidkeramiken und des auf 52 HRC vergüteten Warmarbeitsstahls X38CrMoV5-3 (1.2367) ist in Tab. 4.7 dargestellt (nach /Tie94/).

Keramische Werkstoffe weisen folgende vorteilhafte Eigenschaften auf /Tie94/:

- hohe Verschleißfestigkeit,
- große Druckbeständigkeit,
- hohe chemische und thermische Beständigkeit sowie
- geringe Dichte.

Aufgrund dieser genannten Eigenschaften finden keramische Werkstoffe in vielen Bereichen der Technik Anwendung.

Folgende Eigenschaften keramischer Werkstoffe sind hingegen nachteilig:

- die hohe Sprödigkeit aufgrund der kovalenten oder ionischen Bindung,
- die geringe Zugfestigkeit (es sollten nur Druckspannungen auf keramische Bauteile einwirken) /Lin00/,
- das unterkritische Risswachstum (auch bei geringer Belastung Wachstum von Rissen an Gefügedefekten) sowie
- der geringe thermische Ausdehnungskoeffizient, der beim Fügen mit metallischen Werkstoffen zu Problemen führt.

Verwendung von Keramikeinsätzen in Schmiedegesenken

Es gibt verschiedene Möglichkeiten, keramische Werkstoffe in Schmiedegesenken und Fließpresswerkzeugen zu integrieren, wie z.B.:

- thermisches Einschrumpfen von Keramikeinsätzen in die Gesenke bzw. Armierungen,
- konisches Einpressen des Keramikeinsatzes in die Gesenke bzw. Armierungen oder
- Einbringen von Keramikeinsätzen durch Aktivlöten.

Tabelle 4.8 Prinzipiell für den Gesenkbau geeignete keramische Werkstoffe /Rom98/.

Werkstoff	Eignung als Gesenkwerkstoff durch:	Härte [HV]	max. Einsatztemperatur [°C]
Siliziumnitrid (Si_3N_4)	hohe Thermoschockbeständigkeit	1480	1100
Aluminiumoxid (Al_2O_3)	hohe Druckfestigkeit	1800	1900
Siliziumcarbid (SiC)	teilweise funkenerosiv bearbeitbar	2500	1200
SiAlON	Variante von Siliziumnitrid mit höherer Härte	1990	1100

In Tabelle 4.8 sind die Härte und die maximale Einsatztemperatur für verschiedene Keramiken aufgeführt, die prinzipiell für den Einsatz im Gesenkbau geeignet sind /Rom98/. Für eine Bewertung des Einsatzverhaltens verschiedener Keramiken wurden Keramikeinsätze in Flachstauchbahnen und in Schmiedegesenken (Werkzeuggeometrie mit Dorn, s. Abb. 4.144), eingesetzt.

Schmiedeversuche mit den in Tab. 4.8 aufgeführten Keramiken führten zu den folgenden Ergebnissen /Rom98/:

- Gesenkeinsätze aus Aluminiumoxid (Al_2O_3) versagen im Flachstauchversuch aufgrund mangelnder Thermoschockbeständigkeit.
- Die Biegebruchfestigkeit von Siliziumkarbid ist unzureichend (Abbrechen des Dorns).
- Die beste Eignung zeigte Siliziumnitrid.

Bei Untersuchungen des Verschleißverhaltens von Siliziumnitrid und SiAlON (Siliziumnitridvariante mit höherer Härte) zeigt sich ein gutes Einsatzverhalten im Schmiedeversuch bei Temperaturen von 900-1250°C. Das als Referenzwerkzeug verwendete, vergütete Stahlgesenk zeigt bereits nach einer vergleichsweise geringeren Anzahl Schmiedungen deutlichen Verschleiß /Bar01/ (Abb. 4.144). Dagegen weisen Siliziumnitrid und SiAlON nur wenig Verschleiß auf, wobei Siliziumnitrid am besten abschneidet.

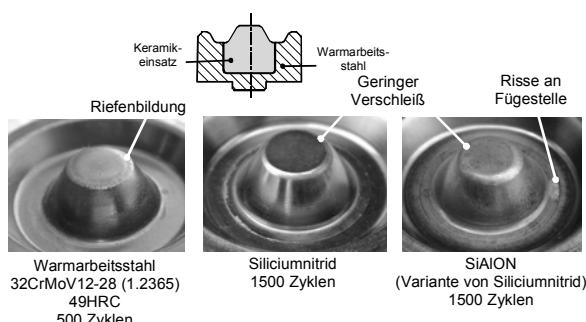


Abb. 4.144 Verschleiß an unterschiedlichen Werkzeugwerkstoffen:
Warmarbeitsstahl (links), Werkzeuge mit Siliziumnitrid-Einsatz (mitte) und SiAlON-Einsatz (rechts), 1250°C Schmiedetemperatur

Die Messungen zeigen am konvexen Dornbereich eine deutliche Abhängigkeit des Abtrags von der Schmiedetemperatur. Bei Verwendung von Einsätzen aus Siliziumnitrid beträgt der Abtrag bei 1000°C nach 500 Schmiedezyklen ca. 20 µm und bei 1250°C ca. 35 µm. Der Abtrag fällt bei beiden Schmiedetemperaturen deutlich geringer aus als bei SiAlON. Siliziumnitrid und SiAlON sind thermodynamisch stabil, solange eine geschlossene SiO_2 -Schicht vorhanden ist. Bei SiAlON erfolgt der Abtrag dieser Schicht stärker als bei Siliziumnitrid, so dass bei einer höheren Schmiedetemperatur von 1250°C ein etwas größerer Abtrag als beim Stahlwerkzeug aus 32CrMoV12-28 (1.2365) auftritt.

Keramische Einsätze zeigen auch bei fortschreitendem Verschleiß keine Riefenbildung, wie sie bei verschlissenen Stahlgesenkten üblich ist. Daher erscheint die Verwendung von Keramikeinsätzen in Gravurbereichen sinnvoll, in denen eine gleich bleibende Oberflächenqualität des Werkstücks von Bedeutung ist. Die Werkstoffentwicklung, um Siliziumnitrid für die Anwendung in Fließpress- und Schmiedewerkzeugen zu verbessern, verfolgt verschiedene Ziele:

- höhere Zähigkeit/Duktilität
- einfachere Bearbeitbarkeit (durch elektro-erosive Verfahren)
- größere Härte, um Verschleiß zu verringern
- Verbesserung der Schmierung durch Einlagerung von Zweitphasen (ähnliche Wirkung wie bei Graphit in Grauguss)

Aspekte zur Werkzeugauslegung

Der bereits erwähnte Nachteil der unterschiedlichen Wärmedehnung von Keramik und Stahl kann durch eine angepasste Armierungstechnik kompensiert werden /Wöt03/. Abb. 4.145 zeigt, dass bei höheren Werkzeugtemperaturen die Armierungswirkung (Kontaktspannung) des Keramik-Stahl-Verbunds verringert wird. In diesem Fall ist bei der Betriebstemperatur von 180°C in der Kontaktzone keine Stützwirkung des Schrumpfverbands vorhanden.

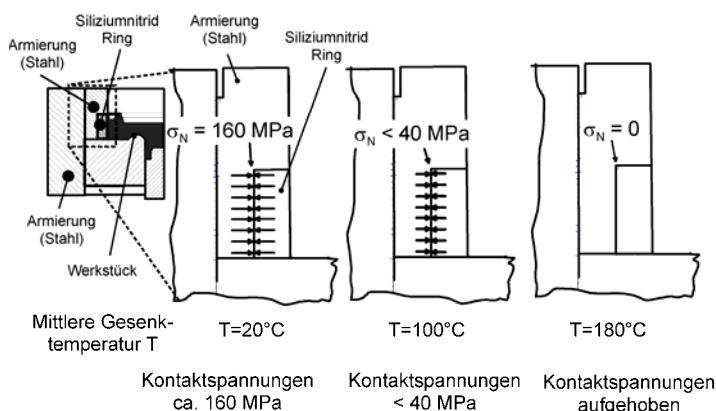


Abb. 4.145 Darstellung der Armierungsproblematik aufgrund unterschiedlicher Wärmedehnung von Siliziumnitrid und Warmarbeitsstahl

Also müssen Anwendungsfälle und konstruktive Maßnahmen sorgfältig aufeinander abgestimmt werden. Grundsätzlich muss darauf geachtet werden, dass die Zugbeanspruchung von Keramikeinsätzen in Grenzen gehalten wird.

Die Auslegung von Schmiedewerkzeugen mit Einsätzen aus Keramik kann unter Zuhilfenahme der FEM erfolgen, um die Belastung des Werkzeugverbunds (Gesenk-Keramikeinsatz-Armierung) bei Raumtemperatur, Schmiedetemperatur und unter Schmiedebelastung zu untersuchen.

Wenn die durch thermische Schrumpfung erzielbare Vorspannungen nicht ausreichend ist, kann durch Einpressen eines kegeligen Einsatzes eine höhere Vorspannung erzielt werden.

Deutlich größere Gestaltungsmöglichkeiten als das Armieren eines Keramikeinsatzes bietet das stoffschlüssige Fügen keramischer Segmente in den metallischen Grundkörper insbesondere durch Aktivlöten. Beim Aktivlöten liegt der Kontakt einer metallischen Schmelze mit einer keramischen Oberfläche vor. Aufgrund der unterschiedlichen Bindungsverhältnisse von Keramik und Metall stellen sich dabei Benetzungsprobleme ein. Die Benetzung eines ionisch bzw. kovalent gebundenen Festkörpers durch eine metallische Schmelze ist nur über die vorangehende Einstellung eines metallischen oder metallähnlichen Charakters der zu benetzenden Oberfläche möglich. Dies wird beim Aktivlöten durch chemische Wechselwirkungen der grenzflächenaktiven Bestandteile des Lotes (z.B. Ti, Zr, Hf, Nb, Ta) mit der Keramikoberfläche unter Ausbildung einer metallähnlich gebundenen Reaktionszone erreicht. Diese Reaktionsschicht kann von der an Aktivmetall verarmten Lotmatrix benetzt werden, so dass sich ein echter Stoffschluss zwischen Keramik und Metall einstellt. Die chemische Wechselwirkung zwischen den Komponenten des Lotes und des metallischen Grundwerkstoffes kann zur Ausbildung spröder intermetallischer Phasen in der Fügezone führen. Voraussetzung für die erforderliche chemische Wechselwirkung ist die Vermeidung einer vorzeitigen Oxidation der reaktiven Elemente mit Sauerstoff aus der Lötatmosphäre. Aus diesem Grund erfolgt das Aktivlöten häufig unter Hochvakuum im Bereich von 10^{-5} mbar. Um dies zu gewährleisten, wird hierzu ein widerstandsbeheizter Hochvakuumlötoven mit geeignetem Pumpstand eingesetzt /Bac02/. Die Anwendbarkeit des Aktivlötens wurde bereits erfolgreich zur Herstellung von keramikverstärkten Modellwerkzeugen eingesetzt, so dass in naher Zukunft der Einsatz in komplexen Werkzeugsystemen denkbar ist.

4.4.4.5 Optimierte Kühlshmierkonzepte

Einen wesentlichen Beitrag zur Erhöhung der Standmengen von Schmiedesenken leistet die Schmiertechnik. Oft wird die Schmierung der Werkzeuge in Verbindung mit der Werkzeugkühlung vorgenommen (Kühlshmierung).

Folgende Parameter sind von besonderer Bedeutung:

- Auswahl des Schmierstoffs,
- Auftragen des Schmierstoffs auf das Gesenk sowie

- Kühlung des Werkzeugs.

Um das Ziel einer Erhöhung der Standmengen zu erreichen, ist eine optimale Abstimmung der einzelnen Parameter erforderlich.

Schmierstoffe

Schmierstoffe haben in der Massivumformung verschiedene Funktionen. Wichtigste Funktionsziele neben einer guten Trennwirkung sind die Verschleißreduzierung durch eine Verringerung der Reibung zwischen Gesenk und Schmiedeteil sowie die Gesenk Kühlung. Die Anforderungen, die allgemein an Gesenkschmierstoffe gestellt werden, sind in Tab. 4.9 zusammengefasst /Man83, Bar87/.

Speziell für die Warmmassivumformung werden flüssige Schmierstoffe bevorzugt. Hierbei wird wie folgt unterschieden:

- Flüssige Schmierstoffe ohne Zusätze:
z.B. stabilisierte Gemische aus Mineralöl, mit geeigneten Emulgatoren und Korrosionsschutzmitteln.
- Flüssige Schmierstoffe mit gelösten Zusätzen:
z.B. mit polaren Wirkstoffen wie Fettölen und Fettsäuren bzw. chemisch aktiven Wirkstoffen wie Phosphor-, Chlor- und Schwefelverbindungen (transparente Schmierstoffe, „weiße“ Schmierstoffe).
- Flüssige Schmierstoffe mit suspendierten festen Zusätzen:
z.B. Graphit, Glimmer, Molybdändisulfid, Talkum etc.

Ein weiteres Unterscheidungsmerkmal ist das Trägermedium. Dabei kommen folgende Trägermedien zum Einsatz:

- Trägermedium Wasser:
Wasser verdampft in der Werkzeuggravur und hinterlässt so einen Feststoffschmierfilm, der je nach Grundsubstanz aus Graphit, Salzen oder Gläsern besteht. Viele weiße Schmierstoffe besitzen auch im nassen Zustand (nicht vollständig verdampfter Wasseranteil) gute Schmiereigenschaften.
- Trägermedium Öl:
Öl als Trägermedium bildet eine durchgehende flüssige Schmierschicht die sich erst unter dem Druck der Umformung zersetzt.

Zur Verbesserung der Eigenschaften werden dem Schmierstoff außerdem folgende Additive zugesetzt:

- Dispersionsmittel (Verbesserung der Feststoffpartikelverteilung),
- Benetzungsmittel (Vermeidung von Tropfenbildung),
- treibend wirkende Substanzen (Trennung Werkstück/Werkzeug),
- Verdicker,
- Hochdruckzusätze und
- Korrosionsschutzstoffe.

Tabelle 4.9 Anforderungen an Gesenkschmierstoffe

Verminderung des Werkzeugverschleißes durch:	Einwandfreier Fertigungsablauf durch:	weitere Anforderungen sind:
Trennwirkung	gleichmäßig dünne Schmierschichtdicke	keine chemischen Reaktionen mit Werkzeug- und Werkstückoberfläche
Verminderte Reibung	gute Sprühbarkeit	thermische Stabilität
Kühlwirkung	geringe Rückstandsbildung	Gesundheitsunbedenklichkeit
vermind. Wärmeübergang	gute Haftfähigkeit	Wirtschaftlichkeit
Treibwirkung	gute Benetzbarkeit	

Die graphitfreien Schmierstoffe beinhalten ebenfalls die genannten Zusätze, jedoch ist deren Vielfalt vergleichsweise gering gegenüber der Anzahl möglicher Grundschiessubstanzen. Der optimale Gesenkschmierstoff kann seine Eigenschaften nur dann zur Geltung bringen, wenn die Auftragstechnik dafür sorgt, dass ein ausreichender Auftragswirkungsgrad durch eine hinreichend hohe Strahlenergie und ein abgestimmtes Tropfenspektrum sichergestellt sind. Nur durch eine optimale Abstimmung von Schmierstoff und Auftragstechnik kann eine optimale Schmierfilmbildung erreicht werden.

Kühl- und Schmierverfahren in der Warmumformung

Neben der eigentlichen Schmierung ist die Kühlung der Werkzeugoerflächen eine weitere wichtige Aufgabe von Gesenkschmierstoffen.

Bei wasserbasierten Schmierstoffen wird durch Verdampfen des Trägermediums der Gesenkoerfläche Wärme entzogen und dadurch die Temperaturbelastung der Werkzeuge reduziert. Die Auswahl der Schmierstoffe erfolgt in Abhängigkeit des Umformverfahrens und des zu schmiedenden Werkstücks (Werkstoff und Geometrie) /Bus91/. Alternativ ist es möglich, Schmierung und Kühlung als zwei separate Systeme auszulegen, wofür aber eine Modifizierung der Schmierungsanlagen notwendig ist.

Im Folgenden werden drei Sonderformen der Kühlung und Schmierung von Werkzeugen vorgestellt, die in bestimmten Anwendungsbereichen zum Einsatz kommen:

- Werkzeuginnenkühlung,
- Kühlshmierung an schnelllaufenden Waagerechtschmiedemaschinen sowie
- Trennung von Kühlung und Schmierung.

Werkzeuginnenkühlung

Eine Kühlung der Werkzeugoerfläche ausgehend vom Werkzeuginneren (Abb. 4.146) ist bei Schmiedewerkzeugen nur in Ausnahmefällen sinnvoll, da die notwendigen Kühlkanäle das Werkzeug schwächen.

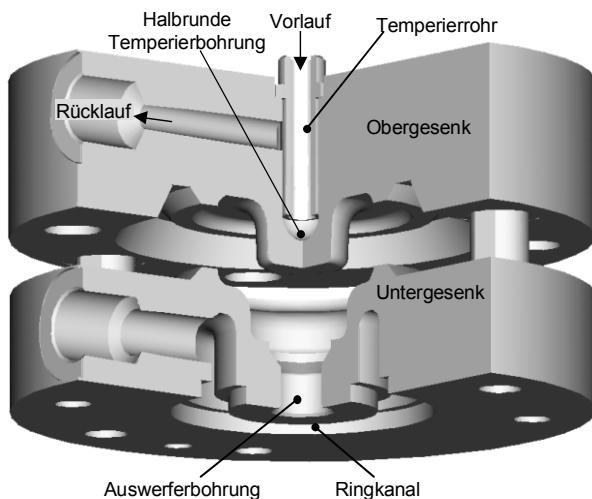


Abb. 4.146 Beispiel für eine Gesenkinnenkühlung an einem Napfwerkzeug /Müs02/

Aufgrund der mechanischen Belastung ist eine Mindestwanddicke erforderlich, die dazu führt, dass die Kühlkanäle einen Mindestabstand zur Oberfläche haben müssen. Dies begrenzt die Wärmeabfuhr aus der direkten Wärmeeinflusszone. Eine Gesenkinnenkühlung kann somit neben einer konventionellen Kühlschmierung nur als eine zusätzliche Maßnahme zur Reduzierung des Wärmeeintrags thermisch besonders hoch belasteter Gesenke eingesetzt werden. Vorwiegend wird die Gesenkinnenkühlung eingesetzt, um das Temperaturniveau konstant zu halten.

Kühlschmierung an schnelllaufenden Waagerechtschmiedemaschinen

Eine Besonderheit stellt die Kühlschmierung an schnelllaufenden Waagerechtschmiedemaschinen dar. Auf diesen Mehrstufenwarmformagggregaten lassen sich beispielsweise Flanschteile mit Schaft oder Zapfen durch Voll-Vorwärts-Fließpressen schmieden (Abb. 4.147). Die Fertigung auf diesen Maschinen verläuft automatisch vom Stangenhalbzeug bis zum fertigen Schmiedeteil. Hubzahlen von bis zu 80 min^{-1} bei kleinen Teilen machen es erforderlich, die Werkzeuge permanent intensiv mit Kühl-/Schmiermittel zu umspülen. Eine getaktete Schmierung pro Hub ist hier nicht sinnvoll.

Übliche graphithaltige Schmierstoffe sind für diese Umformprozesse nicht geeignet, da das Trägermedium Wasser bei den hohen Taktzahlen nicht verdunstet und sich kein Schmierfilm ausbildet. Daher wird mit einem speziellen wasserlöslichen Schmierstoff gearbeitet, der dem Kühlwasser beigegeben wird und der die Werkzeuge gleichzeitig schmiert und kühlt /Hot81, Hir90/.



Abb. 4.147 Kühlung bei einer Waagerechtschmiedemaschine (Fa. Hatebur)

Trennung von Kühlung und Schmierung

Neben den bereits dargestellten Kühlungsschmierverfahren für automatisierte und schnelle Mehrstufenpressen bietet sich die Möglichkeit an, konventionelle Schmiedepressen mit getrennten Kühl- und Schmierkreisläufen auszustatten.

Die Vorteile einer Trennung der beiden Systeme sind:

- die Temperatureinstellung der Gesenke nur über einen Wasserkreislauf,
- ein angepasster Schmierstoffauftrag (keine Überschmierung) und
- die Einsparung von Schmierstoff.

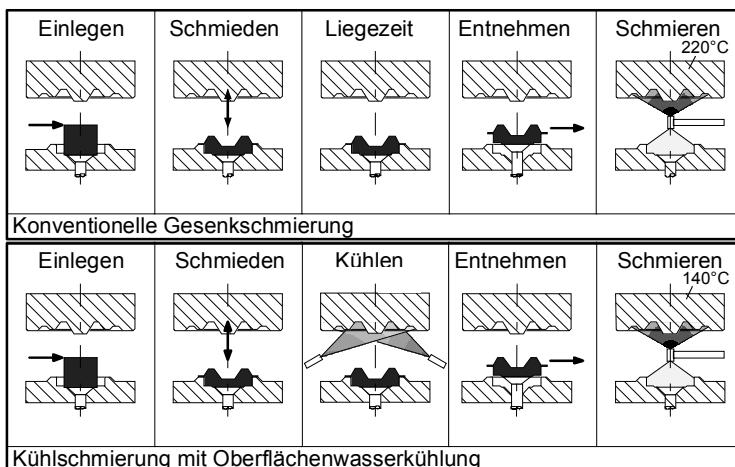


Abb. 4.148 Vergleich konventionelle Kühlung/getrennte Kühlung

Über die Absenkung der Werkzeuggrundtemperatur lässt sich die entscheidende thermische Schädigung der Gesenke durch eine direkte oberflächenseitige Wasserkühlung (Abb. 4.148) vermindern, ohne dass es durch Rissbildung und Bruch zu einem Werkzeugausfall kommt. Weiterhin sinkt der Verschleiß an hochbeanspruchten Stempel- und Dornradien durch geeignete Kühlmaßnahmen und Senkung der Grundtemperatur erheblich.

Zerstäubertechnik mit Düsen

Entscheidend für den erfolgreichen Einsatz von Schmierstoffen ist die optimale Auftragung der Schmierstoffe auf der Werkzeugoberfläche. Im Allgemeinen werden die Schmierstoffe mit einem Trägermedium (Luft, Wasser) vermischt und unter Druck aus Düsen auf das Werkzeug versprüht. Die Geometrie der Düse hat hier den größten Einfluss auf die Benetzung des Werkzeugs.

Die Düsen zum Auftragen von Schmierstoffen auf die Gesenks Oberflächen haben drei grundlegende Funktionen:

- Zerteilung eines flüssigen Mediums in feine Tropfen zur Erzeugung einer großen Oberfläche,
- Verteilung der Tropfen über eine definierte Oberfläche sowie
- Messen und Dosieren der zugeführten Flüssigkeit.

Grundlegend wird unterschieden zwischen Einstoff- und Zweistoffdüsen.

Zu den Einstoffdüsen (Abb. 4.149) zählen:

- Dralldüsen (Sprühbild: Hohlstrahl oder Vollstrahl),
- Flachstrahldüsen (Sprühbild: Flachstrahl),
- Pralldüsen (Sprühbild: Flachstrahl oder Hohlstrahl).

Bei Einstoffdüsen wird Flüssigkeit mit hohem Druck durch einen Düsendurchgang gepresst und beim Verlassen entspannt und dadurch zerstäubt. Reine Druckzerstäubung mit verhältnismäßig hohem Flüssigkeitsdruck findet häufig Einsatz bei Entzunderungsanlagen, nicht aber bei der Gesenkschmierung. Der Einsatz von reinen Druckzerstäuberdüsen ist bei Verwendung von Suspensionen (z.B. Graphit/Wasser) kritisch, da hoher Verschleiß und geringe Durchflussquerschnitte die Verfügbarkeit begrenzen (geringe Querschnitte der Düsen sind erforderlich, um einen Zerstäubungseffekt zu erzielen).

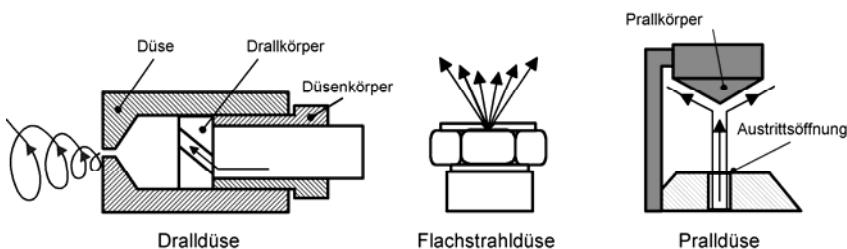


Abb. 4.149 Flüssigkeitsdruckdüsen/Einstoffdüsen (schematisch nach /Gra/)

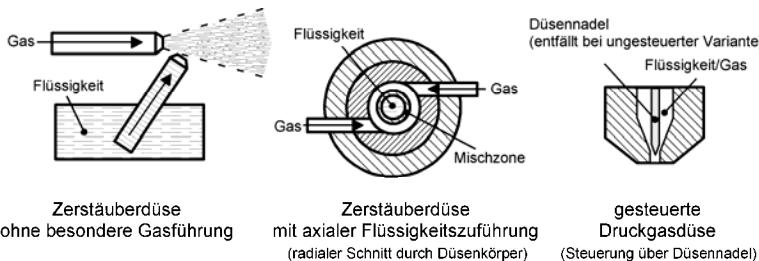


Abb. 4.150 Zweistoffdüsen (schematisch nach /Gra/)

Zu den Zweistoffdüsen (Abb. 4.150) zählen:

- Zerstäuberdüsen (ohne besondere Gasführung),
- Zerstäuberdüsen (mit axialem Flüssigkeitszuführung),
- gesteuerte und ungesteuerte Druckluftdüsen.

Bei diesen Düsen saugt ein Gasstrom die Flüssigkeit an und sorgt damit für eine Zerstäubung (Nebelbildung).

Bei den Zweistoffdüsen wird zwischen interner und externer Zerstäubung unterschieden. Bei der internen Zerstäubung wird das Schmiermittel einem Luftstrom in einer Mischkammer beigemischt. Das Schmiermittel-Luftgemisch wird dann in einem Kanalsystem bis zu der Austrittsdüse bzw. einer Anordnung unterschiedlichster Austrittsdüsen transportiert. Das Ergebnis wird sehr stark vom Transport der Flüssigkeitströpfchen in einem Leitungssystem und von den dort herrschenden Strömungsverhältnissen und Widerständen bestimmt.

Da es sich um ein Gas-/Flüssigkeitsgemisch handelt, verhalten sich die beiden Komponenten im dynamischen Zustand unterschiedlich, was zu Entmischungen und unkontrollierbarer Tropfenbildung führen kann. Ungünstig in Verbindung mit wässrigen Suspensionen ist auch die Tatsache, dass sich langsam Ablagerungen an den Kanalinnenwänden bilden (durch Austrocknung) wodurch das Sprühergebnis erheblich negativ beeinträchtigt werden kann.

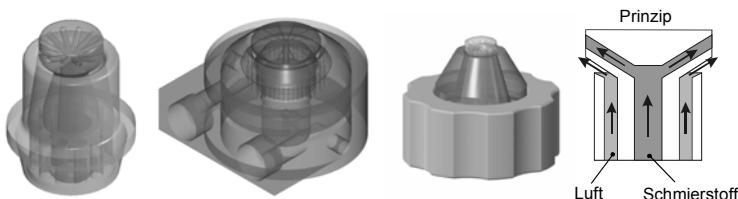


Abb. 4.151 Verschiedene Düsen mit externer Zerstäubung (Fa. Acheson)

Bei der externen Zerstäubung wird Flüssigkeit direkt am Düsenaustritt dem Luftstrom beigemischt (Abb. 4.151). Das Ergebnis ist eine optimale Zerstäubung und eine kontrollierbare Tropfengrößenverteilung über die Mengen und Druckverhältnisse des Zerstäubungsgases und der Flüssigkeit. Die Schwierigkeit hierbei ist, dass bei einer Mehrfachdüsenanordnung jede einzelne Düse getrennt mit den beiden Medien bis zur Austrittsstelle versorgt werden muss. Dies erfordert einen hohen technologischen Aufwand und relativ teure Systemkomponenten. Durch die Trennung des Wasserkühlens und Schmierstoffauftrags über dieselbe Austrittsdüse und den Einsatz von PTFE (Teflon®) als Düsenwerkstoff kann ein anwendungstechnisch weites Feld mit dieser Technologie abgedeckt werden /Kei03/.

Einstoff- und Zweistoffdüsen bilden die Grundlage für die Sprühtechniken, wobei die Ventiltechnik, deren Aufgabe die Dosierung der Luft und Flüssigkeitsmengen ist, die größere Rolle spielt.

Über schnelle, gut dosierbare Ventile ist es heute möglich, auch frei programmierbare Sprühsysteme herzustellen, die reproduzierbare, prozesssichere Sprühoperationen ermöglichen /Jer02/.

Möglichkeiten des Schmierstoffauftrags

Die Komplexität der zu benetzenden Gesenkoberflächen sowie die abzuführende Wärmemenge ist ausschlaggebend für die Wahl eines geeigneten Systems zum Auftragen der flüssigen Schmierstoffträger. Die heute in Schmiedebetrieben gebräuchlichsten Systeme zum Auftragen von Schmierstoffen auf Schmiedege senke sind Linearmanipulatoren (Abb. 4.152).

Die Vorteile solcher Linearmanipulatoren liegen in ihrer einfachen Handhabung, ihrer Robustheit sowie eines, aufgrund des einfachen Aufbaus, moderaten Anschaffungspreises. Nachteilig hingegen ist die eingeschränkte Bewegungsfreiheit und die damit verbundene Unflexibilität bezüglich des Teile- und Pressenspektrums.

Für kompliziertere Gravuren werden auch Sprühroboter eingesetzt (Abb. 4.153), deren Bewegungsmöglichkeiten ein gezieltes Aufbringen des Schmierstoffs an bestimmten Gravurbereichen ermöglichen.

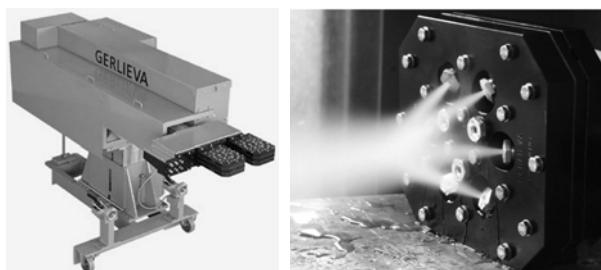


Abb. 4.152 Beispiel für einen Linearmanipulator (links: eingefahren, rechts: Sprühmodus) (Fa. Gerlieva)

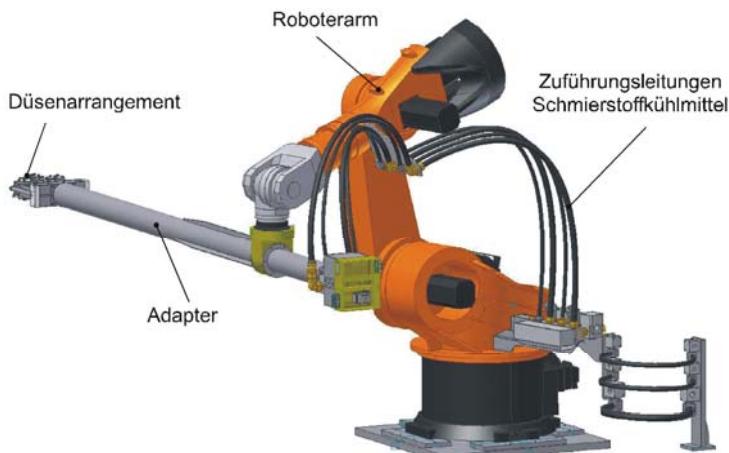


Abb. 4.153 Beispiel für einen Schmierungsroboter, Schema (Fa. Acheson)

Das Düsenarrangement kann so gestaltet werden, dass z.B. drei Gravuren gleichzeitig benetzt werden können. Dies erfolgt durch dreidimensionales Abfahren der Gesenkkontur.

Vorteil einer solchen Lösung ist die flexible Einsetzbarkeit durch eine nahezu uneingeschränkte Bewegungsfreiheit der Sprühdüsen. Nachteilig sind die hohen Anschaffungskosten der Robotereinheit sowie eine mehr oder weniger komplexe Bedienung, die oftmals Schulungsmaßnahmen erforderlich macht. Formbezogene Sprühköpfe ermöglichen kürzere Sprühzeiten als Roboterlösungen.

Die Kopplung zwischen Sprühseinrichtung und Maschinenbewegung erfolgt in der Regel elektronisch. Mechanische Kopplungen sind ebenfalls möglich.

Alternative Schmierungskonzepte

Neben den vorgestellten konventionellen Maßnahmen zur Schmierung von Schmiedegesenken sind weitere Möglichkeiten denkbar. In diesem Zusammenhang soll das elektrostatische Gesenkenschmieren mit Festschmierstoffen genannt werden. Das Verfahren der elektrostatischen Beschichtung findet ein breites Anwendungsspektrum in der Farbauftragstechnik (Lackiertechnik) /Str96/. Im Bereich der Massivumformung wird diese Technik bislang noch nicht im industriellen Maßstab eingesetzt.

Ein umformtechnischer Bereich, in dem heute schon das elektrostatische Auftragen von Festschmierstoffen eingesetzt wird, ist der des Strangpressens von Aluminium. Hier sind etwa einhundert elektrostatische Schmieranlagen in Deutschland im Einsatz /Itw/. In Abb. 4.154 wird schematisch das Prinzip der elektrostatischen Pulverschmierung gezeigt.

Bei der elektrostatischen Pulverschmierung wird Schmierstoffpulver mithilfe eines Luftstroms einem Reservoir entnommen und an einer Hochspannungselektrode (Pulverdüse) vorbeigeführt. Dabei werden die Pulverpartikel elektrostatisch aufgeladen.

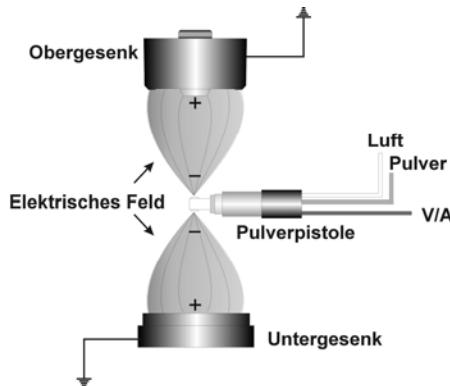


Abb. 4.154 Elektrostatische Pulverschmierung (Prinzipschema)

Die Schmiedegesenke sind in der Regel elektrisch neutral bzw. geerdet. Durch die sich ausbildende relative Potenzialdifferenz zwischen Gesenk und Pulverpartikeln wird das Pulver elektrostatisch auf der Gesenkkoberfläche abgeschieden /Red92/. Mit der elektrostatischen Pulverschmierung ergeben sich folgende Vor- und Nachteile.

Vorteile:

- exakte, beliebige Dosierung der Pulvermenge,
- geringere Lager- und Transportkosten,
- keine Schattenkonturen,
- Schmierstoffaufbringung unabhängig von Werkzeugtemperatur,
- keine Überschmierung und Schmierstoffaufbauten im Gesenk,
- Pulver recyclingfähig (geschlossener Kreislauf),
- höhere Standmengen und
- Qualitätsverbesserung der Schmiedeteile.

Nachteile:

- keine Kühlwirkung der Pulver (zusätzliche Kühlmittel erforderlich),
- Schutz der Pulverdüse gegen Feuchtigkeit notwendig und
- Notwendigkeit zusätzlicher Maßnahmen zur Kapselung des Sprühraums.

Schmierstoffpulver

Schmierstoffpulver müssen neben guten Schmierungseigenschaften die Fähigkeit besitzen, elektrische Ladungen auf ihrer Oberfläche festzuhalten. Diese Eigenschaft ist entscheidend für das Benetzen der Gesenkkoberfläche. Verlieren die Pulverpartikel die elektrische Ladung bevor sie die Gesenkkoberfläche erreichen, bleiben sie nicht an der Oberfläche haften.

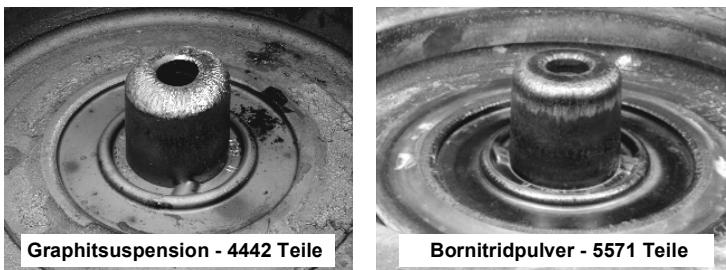


Abb. 4.155 Vergleich zwischen pulver- und konventionell geschmierten Werkzeugen (hier Obergesenk)

Folgende Pulver wurden aufgrund ihrer bekannteren guten Schmierungseigenschaften auf ihre elektrostatische Aufladbarkeit untersucht:

- Graphit (verschiedene Modifikationen),
- Phosphat (verschiedene Modifikationen) sowie
- Bornitrid.

Die prinzipielle Eignung dieses Verfahrens zur Gesenkschmierung wurde in Schmiedeversuchen am IFUM festgestellt und unter Produktionsbedingungen in einem repräsentativen Schmiedebetrieb anhand eines ausgewählten Schmiedeteils verifiziert (Abb. 4.155) /Gul01/.

4.4.4.6 Reduktion der Druckberührzeit

Die Druckberührzeit wird als die Zeit definiert, in der das Obergesenk mit dem Schmiederohteil von seinem ersten Kontakt bis zur vollständigen Entlastung in Berührung steht. Beim Untergesenk kommt die Liegezeit des erwärmten Werkstücks dazu. Die übertragene Wärmemenge vom Werkzeug ins Werkstück und die damit verbundene Standmenge des Werkzeugs hängt insbesondere von der Druckberührzeit ab. Die aus dem heißen Rohteil unter Wirkung der Umformkraft in Ober- und Untergesenk geleitete Wärmemenge ist ca. 10-mal größer als bei einem Wärmeübergang ohne Druckbelastung (Liegen im Gesenk). Ein hoher Wärmeeintrag in das Gesenk ist die Ursache für eine Verringerung der Werkzeugstandmenge durch:

- Anlasseffekte,
- Wärmerisse in Folge von Wärmewechselbelastungen und
- Oxidationseffekte, erkennbar durch Anlassfarben auf der Oberfläche.

Anhand eines Beispiels in Abb. 4.156 wird gezeigt, dass bei einer Reduzierung der Druckberührzeit um 50 % die thermische Belastung der Gesenke um etwa 9 % gesenkt werden kann. Die Verringerung der Druckberührzeit ist daher ein zentraler Punkt, um den Verschleiß an Schmiedegesenken zu reduzieren. Dieses kann durch maschinen- bzw. werkzeugseitige Konzepte erfolgen /Bar02/.

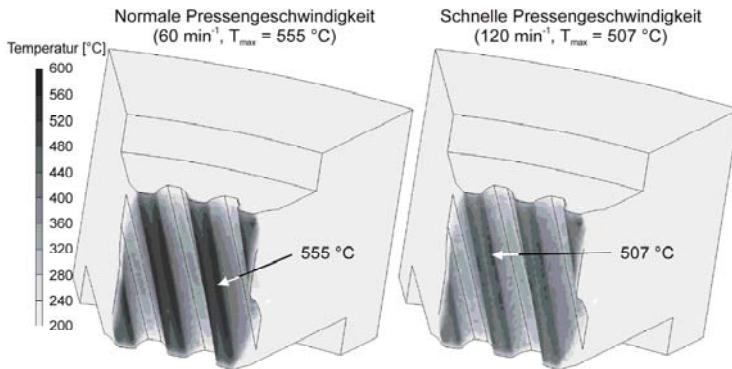


Abb. 4.156 FEM-Simulation des Einflusses der Druckberührzeit auf die Temperaturen an der Gesenks Oberfläche einer Zahnräadmatrize am Ende der Umformung

Maschinenseitige Konzepte zur Reduzierung der Druckberührzeit

Durch eine Optimierung der Stöbelkinematik kann eine Verkürzung der Druckberührzeit erreicht werden. Die Veränderung der Stöbelkinematik kann durch verschiedene innovative Antriebskonzepte realisiert werden.

SpeedForge®-Antrieb

Eine Neuentwicklung der Fa. Müller Weingarten zur Reduzierung der Druckberührzeit einer Kurbelpresse ist der so genannte „SpeedForge®“-Antrieb.

Die Presse ist mit zwei parallel laufenden Antrieben ausgestattet. Einem Hauptantrieb mit Planetengetriebe, schnelllaufendem Schwungrad und einer hydraulischen Kupplungs-Brems-Kombination mit Freilaufstellung sowie einem Hilfsantrieb für die Bereiche des Kinematikverlaufs, in dem keine Umformung stattfindet. Der Hauptantrieb wird nur für die eigentliche Umformung auf die Exzenterwelle zugeschaltet.

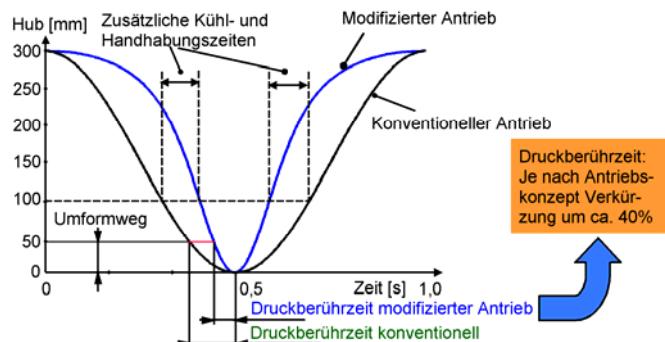


Abb. 4.157 Vergleich der prinzipiellen Stöbelkinematik einer Kurbelpresse mit modifiziertem Antrieb und einer konventionellen Schmiedepresse

Das Schwungrad des Hauptantriebs hat stets die notwendige Drehzahl, die der maximalen Stößelgeschwindigkeit im UT entspricht. Der Hauptantrieb wird kurz vor der Umformung auf die Exzenterwelle geschaltet und nach dem Umformvorgang wieder von der Exzenterwelle abgekuppelt. Vor dem Einkuppeln und nach dem Auskuppeln übernimmt der frequenzgeregelte Hilfsantrieb die Stößelbewegung. Die Kupplungs-Brems-Kombination des Hauptantriebs ist dann im Freilauf geschaltet, d.h. weder gekuppelt noch gebremst. Der Hilfsantrieb ist in der Lage, beim Aufwärtshub den Stößel abzubremsen und beim Abwärtshub den Stößel auf die notwendige Geschwindigkeit zu beschleunigen. Während der Kuppelvorgänge haben Hilfsantrieb, Exzenterwelle und Hauptantrieb die gleiche Drehzahl, d.h. der Kupplungsvorgang ist voll synchronisiert und kann damit rutsch- und verschleißfrei durchgeführt werden.

In Abb. 4.157 wird prinzipiell eine aus dem modifizierten Antrieb resultierende Stößelkinematik dargestellt. Bei gleicher Kurbelwellendrehzahl verkürzt sich durch den modifizierten Antrieb die Druckberührzeit, gleichzeitig wird mehr Handhabungszeit für die Werkzeugkühlung und den Werkstücktransfer gewonnen.

Pressenantrieb mit unrunden Zahnrädern

Bei Schmiedeezxenterpressen mit unrunden Zahnrädern ist die Belastung der Zahnräder sehr groß, so dass Zahnraddimensionen erforderlich wären, die zu einer extremen Überteuerung gegenüber konventionellen Antrieben führen würden. Insofern bieten sich unrunde Zahnräder eher für Pressen der Blechbearbeitung bis 6000 kN an (siehe Kap. 5.3.2.5).

Werkzeugseitiges Konzept zur Reduzierung der Druckberührzeit

Durch die elastische Auffederung des Pressengestells sowie des Werkzeugs beim Schmieden besteht zwischen Werkzeug und warmem Werkstück auch nach Beendigung der Umformung solange ein intensiver Kontakt, bis sämtliche Elastizitäten abgebaut sind und das Oberwerkzeug vom Werkstück abhebt. In Abb. 4.158 wird dieser Zusammenhang prinzipiell aufgezeigt. Die Gesamtauffederung v_{gesz} der Presse sowie des Werkzeugs ergibt sich aus:

$$v_{\text{gesz}} = v_{\text{Az}} + f_{\text{Tr}} + f_{\text{Ge}} + f_{\text{Ti}} + f_{\text{St}} \quad (4.70)$$

v_{Az} :	Anfangsverlagerung	f_{St} :	Stößeldurchbiegung
f_{Tr} :	Triebwerksauffederung	f_{Ti} :	Tischdurchbiegung
f_{Ge} :	Gestellauffederung		

Beispiel:

Für eine Exzenterpresse mit einer Nennkraft F_N von 12500 kN wird eine Gesamtauffederung v_{gesz} von ca. 2 mm angegeben /Teu82/. Um den Effekt einer verlängerten Druckberührzeit aufgrund der elastischen Pressenauffederung zu vermindern, bietet sich die Anwendung werkzeugseitiger Vorrichtungen an, die zu einer Entlastung des Gesenks kurz vor oder bei Erreichen des unteren

Umkehrpunkts führen /Doe80/.

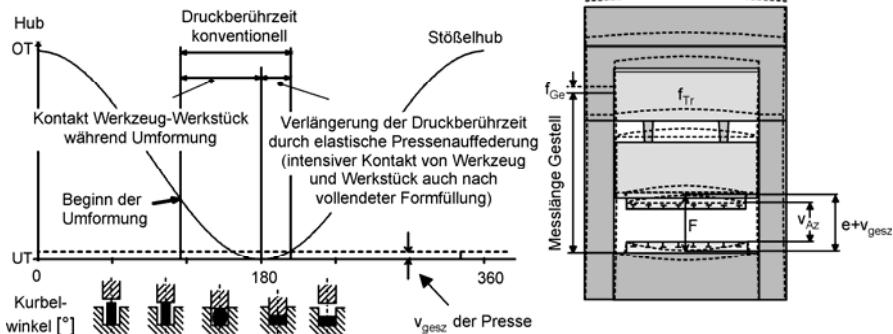


Abb. 4.158 Verlängerung der Druckberührzeit bedingt durch elastische Pressenauffederung am Beispiel einer Kurbelpresse

Die schnelle Trennung zwischen Werkzeug und Werkstück nach Beendigung des eigentlichen Umformvorgangs lässt sich durch die Adaption eines hydraulischen Freischaltzylinders nach dem Konzept der Fa. Hydrotool realisieren. Bei einem solchen System wird das Untergesenk mithilfe eines Adapters auf den Freischaltzylinder aufgesetzt und mit Befestigungsbolzen arretiert. Der Freischaltzylinder besteht aus einem doppelt wirkenden Zylinder, dessen Zindräume durch eine Dichtung voneinander getrennt sind (Abb. 4.159).

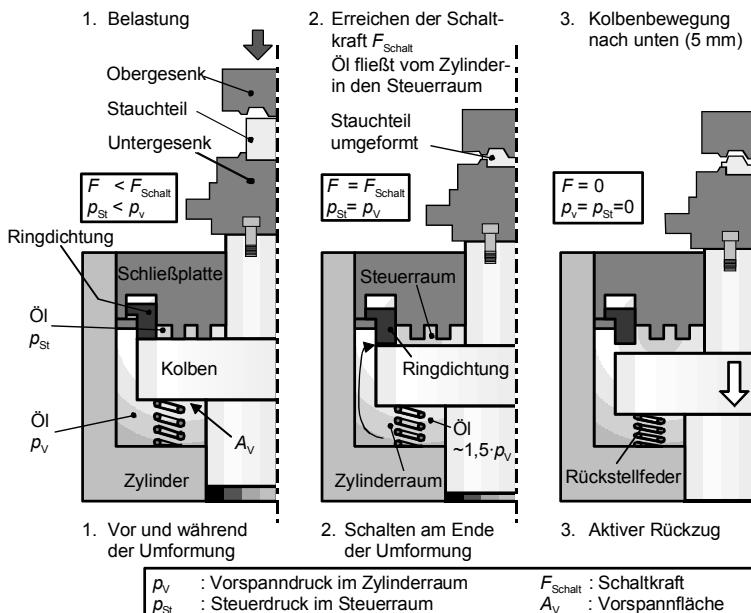


Abb. 4.159 Prinzipieller Aufbau des Freischaltzylinders mit den einzelnen Elementen

und Beschreibung der Funktion (Fa. Hydrotool)

Die notwendige Kraft zum Auslösen des Freischaltzylinders kann durch Einstellen des Vorspanndrucks p_v im Zylinderraum an die Schmiedeoperation angepasst werden. Zum Betrieb werden ein Hydraulikaggregat sowie eine Hydrauliksteuerung benötigt.

Der hier vorgestellte Freischaltzylinder ist für eine Last von bis zu 1000 kN ausgelegt, wobei der Kolben- bzw. Schaltweg ca. 5 mm beträgt. Dieser Weg reicht aus, um die elastische Pressenauffederung mit Werkzeug von ca. 2 mm (s.o.) bei einer 12500 kN Exzenterpresse zu kompensieren. D.h. eine Trennung von Werkstück und Werkzeug ist gewährleistet. Größere Freischaltzylinder sind ebenfalls realisierbar.

Bei einer 12500 kN Presse mit drei Stationen (Anstauchen, Zahnradsschmieden, Lochen, Stufenabstand 380 mm) und einer Presskraft von 6000 kN in der mittleren Station würde sich bei einem notwendigen hydrostatischen Druck von 600 bar ein Freischaltzylinder von 460 mm Durchmesser ergeben.

Durch die Möglichkeit, die Schaltkraft einzustellen, kann das verwendete System, bevorzugt bei einstufigen Prozessen, auch als Überlastsicherung verwendet werden. Hierdurch kann, insbesondere beim Präzisionsschmieden (gratlos) unter Verwendung von gescharten Rohteilen mit entsprechenden Masseschwankungen, eine Überlastung der Maschine verhindert werden. Der in Abb. 4.159 gezeigte Zylinder ist für Nennkräfte von 1000 kN ausgelegt. Über den Druck des sich im Zylinder befindlichen Öls wird eine Vorspannung im unteren Zylinderraum erzeugt. Nach Angaben des Herstellers bewegt sich der Kolben bei Nenndruck um 0,03 mm nach oben, also um einen zu vernachlässigenden Betrag.

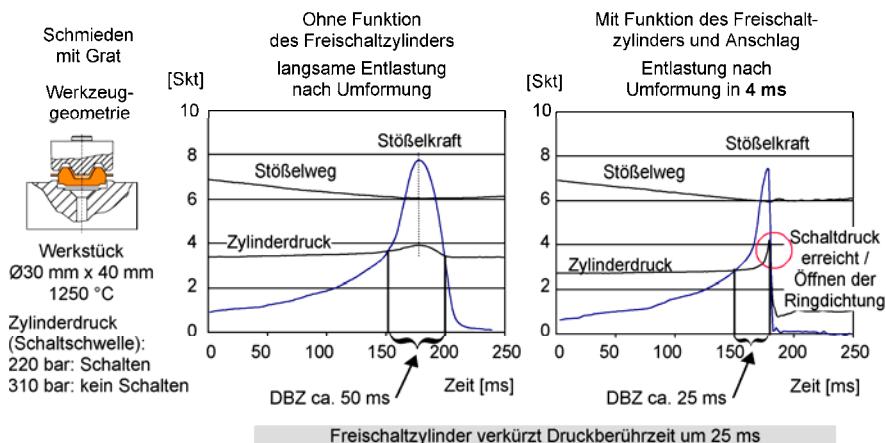


Abb. 4.160 Verlauf der Stoßelkraft, Stoßelweg und Druck im Zylinder für hohen Druck im Zylinder (links: ohne Funktion des FSZ, rechts mit Funktion des FSZ)

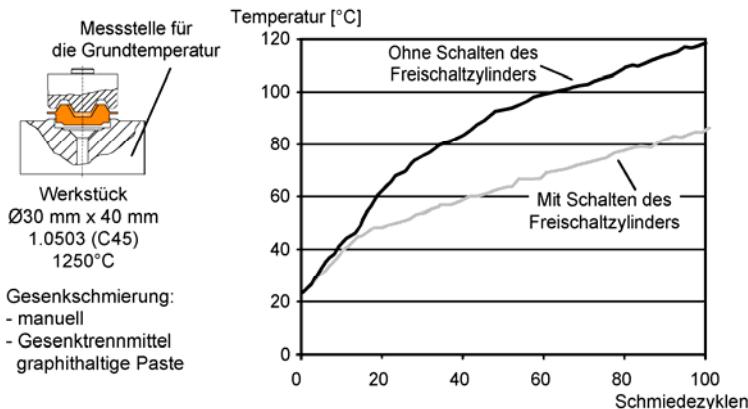


Abb. 4.161 Verlauf der Temperaturen am Untergesenk als Indikator für den eingebrachten Wärmestrom vom Werkstück in das Unterwerkzeug

Erreicht die Presskraft F den Wert der Schaltkraft F_{Schalt} , weicht der Kolben um 0,1 mm zurück und öffnet dadurch ein Spalt zwischen Ringdichtung und Kolben und das Öl fließt vom unteren Teil des Zylinderraums in den oberen Teil. Aufgrund der größeren Fläche des Freischaltkolbens an dessen Oberseite wird eine aktive Rückzugsbewegung eingeleitet. Dabei wird das Öl aus dem oberen Bereich des Zylinders kontrolliert über einen Ablauf in ein Reservoir zurückgeführt.

Nachdem der Zylinderraum druckfrei ist, führen Federn den Kolben wieder in die obere Position. Das Besondere dieses Zylinders ist, dass das Ölvolume lediglich im Zylinderinneren zirkuliert.

Obwohl Öl im Vergleich zu Stahl einen 125-mal kleineren E-Modul aufweist hat diese Tatsache praktisch keinen nachteiligen Einfluss auf die Gesamtfederung des Systems Presse-Zylinder, da das Auslösen des Zylinders unabhängig von der Umformkraft immer nach 0,1 mm Kolbenweg erfolgt (siehe auch Abb. 4.160).

In Abb. 4.161 sind die Temperaturverläufe am Untergesenk gezeigt. Dargestellt sind die Verläufe der Kerntemperaturen der Untergesenke für Serienschmiedungen mit und ohne Funktion des Freischaltzylinders.

Es ist zu erkennen, dass der Temperaturanstieg im Unterwerkzeug trotz gleicher Liegezeit bei Einsatz des Freischaltzylinders deutlich geringer ist.

4.4.5 Warmarbeitsstähle für den Gesenkbau

Der Begriff Warmarbeitsstähle umfasst alle Stähle, die als Werkzeuge zur Umformung von Werkstoffen bei erhöhten Temperaturen ($> 200\text{ }^{\circ}\text{C}$) eingesetzt werden. Folgende allgemeine Anforderungen werden an Warmarbeitsstähle gestellt:

- weitgehend gleichmäßiges Gefüge und Isotropie,
- gute Anlassbeständigkeit,
- hohe Warmfestigkeit,
- hohe Warmzähigkeit,
- Duktilität,
- hoher Warmverschleißwiderstand sowie
- gute Temperaturwechselbeständigkeit.

Die genannten Anforderungen sind teilweise gegenläufig, da z.B. eine höhere *Warmfestigkeit* zu einer verringerten *Zähigkeit* führt. So lässt sich kein Werkstoff derart optimieren, dass er universell einsetzbar wäre, da zugleich andere unerwünschte Eigenschaften erzielt würden.

Eine wichtige Voraussetzung für eine hohe Standmenge von Gesenken ist eine ausreichende *Duktilität* des verwendeten Warmarbeitsstahls. Dadurch werden Rissbildung und Wachstum von ErmüdungsrisSEN verzögert. So können an Stellen hoher mechanischer Belastung Spannungen durch geringe plastische Verformungen abgebaut werden, ohne dass ein Riss oder Bruch auftritt.

Die *Anlassbeständigkeit* kann durch Legierungselemente, die den Martensitzerfall verzögern oder zur Ausscheidung von Sonderkarbiden (Nichteisenkarbide) führen, verbessert werden. Sonderkarbide werden von den Elementen Chrom, Wolfram, Molybdän und Vanadium gebildet (abnehmende Wirkung in genannter Reihenfolge). Die *Warmhärte* wird durch Legierungselemente erhöht, die durch Mischkristallverfestigung die Versetzungsbewegung einschränken, die Diffusion behindern oder durch Teilchenhärtung über die Ausscheidung von Sonderkarbiden oder intermetallischer Phasen wirksam werden.

Ein Werkstoff mit einem hohen Verschleißwiderstand bei gleichzeitig hoher Zähigkeit wird durch ein Gefüge erreicht, bei dem in eine zähe Metallmatrix mit genügender Stützwirkung harte Phasen eingebettet sind.

Die *Temperaturwechselbeständigkeit* kann durch eine höhere Vergütingsfestigkeit verbessert werden, da mit der damit verbundenen Erhöhung der Warmstreckgrenze und Warmfestigkeit die Rissbildung reduziert ist /Hab85/. Daher weisen Stähle, die frei von Block- und Kristallseigerungen sind sowie eine hohe Zugfestigkeit und ein homogenes Vergütingsgefuge aufweisen, auch eine erhöhte Temperaturwechselbeständigkeit auf. Allerdings tritt mit steigender Vergütingsfestigkeit eine Abnahme der Zähigkeit ein, wodurch die Ausbreitung entstandener Risse erleichtert wird /Hen00/. In der DIN EN ISO 4957 sowie der Stahleinsatzliste 201 /Sel201/ werden die gebräuchlichsten Warmarbeitsstähle aufgeführt. Sie enthalten neben 0,3 - 0,5 % Kohlenstoff als Hauptlegierungselemente Chrom, Molybdän und Vanadium. In einigen Fällen werden zusätzlich

Nickel, Kobalt, Silizium, Mangan und Wolfram zulegiert. Die einzelnen Legierungselemente haben folgende Wirkungen /Hen00/:

- Entscheidend für die Härtbarkeit ist der Kohlenstoffgehalt (Martensitbildung). Der Kohlenstoff ist als Karbidbildner mit anderen Legierungselementen (Cr, Mo, V) für das Sekundärhärtemaximum von Bedeutung. Die Zähigkeit wird durch sinkende Kohlenstoffgehalte verbessert. Ebenfalls steigen die Warmfestigkeits- und Zeitstandfestigkeitswerte an, was auf den höheren Legierungsgehalt in der Grundmasse zurückzuführen ist.
- Ein höherer Chromgehalt führt zu einer höheren Abschreckhärte und einer Steigerung des Verschleißwiderstands bei höheren Temperaturen. Durch Zulegieren von Chrom wird zudem die Zunderbeständigkeit erhöht. Höhere Chromgehalte führen jedoch zu einer Verschlechterung der Anlassbeständigkeit durch Ausscheidung von Karbiden sowie zu einer Zähigkeitsminderung.
- Molybdän, Wolfram und Vanadium steigern die Warmfestigkeit, die Anlassbeständigkeit, die Temperaturwechselbeständigkeit sowie den Warmverschleißwiderstand. Die genannten Elemente verringern als starke Karbidbildner die Zähigkeit.
- Nickel und Kobalt bilden mit Eisen Substitutionsmischkristalle, sind also in der Matrix gelöst. Nickel fördert die Härtbarkeit und verbessert die Zähigkeit. Kobalt erhöht die Löslichkeit des Austenits für Karbidbildner und trägt als Mischkristallbildner (Matrix) zur Steigerung der Warmfestigkeit bei.
- Silizium verbessert die Zunderbeständigkeit. Außerdem erhöht Silizium indirekt die Anlassbeständigkeit.
- Mangan wird in der Matrix des Stahls gelöst und beeinflusst die Grundfestigkeit des Stahls. Die Härtbarkeit wird positiv beeinflusst.

Die Eigenschaftsanpassung von Warmarbeitsstählen zur Erzielung bestimmter Eigenschaftskombinationen lässt sich durch Anpassung der chemischen Zusammensetzung erzielen. So weisen Warmarbeitsstähle aus der Gruppe niedriglegierter NiCrMoV-Stähle, wie z.B. die Stähle 1.2713 (55NiCrMoV6) und 1.2714 (56-NiCrMoW) eine hohe Zähigkeit auf und werden für Hammergesenke eingesetzt.

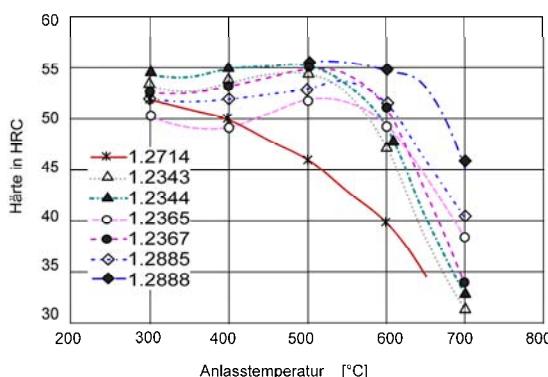


Abb. 4.162 Anlassverhalten von Stählen für die Warmarbeit /Sel201/

Dabei wird eine Einbaufestigkeit zwischen 1100 und 1500 MPa für Vollgesenke und zwischen 1300 und 1600 MPa für Gesenkeinsätze sowie kleinere Gesenke gewählt. Aufgrund der geringen Anlassbeständigkeit sind sie bei hoher thermischer Belastung sehr verschleißanfällig /Hen00/. CrMoV-Warmarbeitsstähle mit einem höheren Gehalt an sonderkarbidbildenden Legierungselementen zeigen im Anlassschaubild zwischen 500 und 600 °C ein Sekundärhärtemaximum (Abb. 4.162) und weisen somit eine entscheidend verbesserte Anlassbeständigkeit und Warmfestigkeit auf. Aufgrund der größeren Anlassbeständigkeit werden die CrMoV-Stähle wie 1.2343 (X37CrMoV5-1), 1.2344 (X40CrMoV5-1), 1.2365 (32CrMoV12-28), 1.2367 (X38CrMoV5-3) als Werkstoffe für Pressengesenke verwendet, bei denen wegen längerer Druckberührzeiten höhere thermische Belastungen auftreten. Sowohl für Vollgesenke als auch für Gesenkeinsätze liegt die Einbaufestigkeit zwischen 1300 und 1700 MPa.

Bei sehr hohen thermischen Belastungen der Werkzeuge kommen verstärkt kobaltlegierte Stähle, wie z.B. 1.2885 (X32CrMoCoV3-3-3), 1.2888 (X20CoCrWMo10-2) und 1.2889 (X45CoCrMoV5-5-3) zur Anwendung. Diese sind hochanlassbeständig, da neben der Ausscheidung von Sekundärkarbiden zusätzlich die Bildung intermetallischer Phasen eintritt. Kobaltlegierte Stähle werden hauptsächlich für Gesenkeinsätze mit einer Einbaufestigkeit zwischen 1300 und 1700 MPa verwendet. Der Werkzeugstahl 1.2888 ist wegen seiner geringen Wärmeleitfähigkeit nur eingeschränkt verwendbar.

Diese Beschreibung der wichtigsten Warmarbeitsstähle für den Gesenkbau zeigt, dass jeder Werkstoff ein optimales Einsatzgebiet hat. Des Weiteren werden über die einschlägigen Normen hinaus von den Stahlherstellern optimierte Werkstoffe und Werkstoffvariationen entwickelt und angeboten. In Tabelle 4.10 sind zusammenfassend die wichtigsten Werkstoffe für den Gesenkbau aufgeführt.

In Abb. 4.162 und Abb. 4.163 sind das Anlassverhalten und die Warmhärte dieser Stähle für Warmarbeit abgebildet.

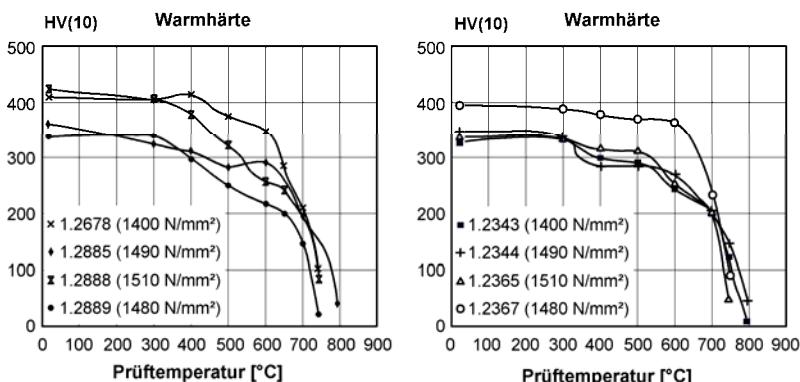


Abb. 4.163 Warmhärte von Stählen für die Warmarbeit /Sel201/

Tabelle 4.10 Wichtige Werkstoffe für Werkzeuge der Warmmassivumformung-

1.2714	55NiCrMoV7	DIN EN ISO 4957 : 2001-02
Gruppe	Niedrig legierter Gesenkstahl	
Eigenschaften	Durch Nickel-Gehalt sehr schlagzäh. Gute Durchvergütung. Geringe Warmfestigkeit, geringer Widerstand gegenüber Verschleiß, preisgünstig.	
Verwendung	Standardstahl für Gesenke aller Art, Größen und Gravuren. Überwiegend Verwendung auf Hämtern, Hammer- und Pressensätteln, Druckplatten u.ä., auch Armierungen.	
1.2343	X37CrMoV5-1	DIN EN ISO 4957 : 2001-02
Gruppe	CrMoV-Stahl mit niedrigem Mo-Gehalt	
Eigenschaften	Gute Warmfestigkeit und hohe Zähigkeit und Warmrissunempfindlichkeit. Gute Warmverschleißeigenschaften. Kühlung mit Wasser fallweise prüfen.	
Verwendung	Universell einsetzbarer Warmarbeitsstahl, Verwendung als Gesenkeinsatz auf Pressen und Hämtern oder für Einsätze, auch als Armierung.	
1.2344	X40CrMoV5-1	DIN EN ISO 4957 : 2001-02
Gruppe	CrMoV-Stahl mit niedrigem Mo-Gehalt	
Eigenschaften	Guter Widerstand gegen Warmverschleiß. Gute Warmfestigkeit und Zähigkeit sowie Warmrissunempfindlichkeit. Kühlung mit Wasser fallweise prüfen.	
Verwendung	Universeller Warmarbeitsstahl für Schmiedegesenke oder Einsätze auf Pressen und Hämtern.	
1.2365	X32CrMoV3-3	DIN EN ISO 4957 : 2001-02
Gruppe	CrMoV-Stahl	
Eigenschaften	Hohe Warmfestigkeit und Anlassbeständigkeit bei guter Warmverschleißfestigkeit, gute Wärmeleitfähigkeit, unempfindlich gegen Temperaturwechsel, wasserkühlbar, kalt eisenbar.	
Verwendung	Geeignet für thermisch hochbeanspruchte Gesenke	
1.2367	X38CrMoV5-3	DIN EN ISO 4957 : 2001-02
Gruppe	CrMoV-Stahl	
Eigenschaften	Hohe Warmfestigkeit und Anlassbeständigkeit, gute Wärmeleitfähigkeit, hohe Warmverschleißfestigkeit sonst wie 1.2365.	
Verwendung	Gesenke oder Gesenkeinsätze bei Schmiedepressen mit hoher thermischer Belastung.	
1.2885	X32CrMoCoV3-3-3	SEL1999
Gruppe	Cr-Mo-Co-legierter Warmarbeitsstahl	
Eigenschaften	Chrom-Molybdän-legierter Warmarbeitsstahl ähnlich wie 1.2365, jedoch durch Kobalt-Zusatz gesteigerte Warmfestigkeit, Anlassbeständigkeit und Warmverschleißwiderstand gegenüber 1.2365.	
Verwendung	Formteilpressgesenke, Gesenkeinsätze, Lochdornköpfe mit sehr hoher thermischer Belastung.	

Tabelle 4.11 Eigenschaften und Anwendungen von Gesenkstählen /Mey81, Hen00, Ewk/

Werkstoff		Eigenschaften	Einbau- festigkeit [N/mm ²]	Rockwell- härte [HRC]	Anwendung
niedrig legierte Gesenk- stähle	1.2714 1.2744	hohe Zähigkeit, bei hoher therm- ischer Belastung verschleißanfällig	1.100–1.500 1.300–1.600	35–46 41–49	Vollgesenke, Hämmer, Gesenk- einsätze, kleine Gesenke
CrMoV- Stähle mit niedrigem Mo-Gehalt	1.2343 1.2344	hoher Warmver- schleißwiderstand, Kühlung mit Wasser fallweise	1.400–1.700 1.400–1.800	44–50 44–52	universell einsetzbarer Warmarbeitsstahl, auch bei rissgefähr- deten Gravuren (tief, stark gegliedert) in Pressen
CrMoV- Stähle mit hohem Mo-Gehalt	1.2365 1.2367	gute Anlassbe- ständigkeit und Warmfestigkeit, wasserkühlbar	1.300–1.700 1.400–1.800	41–50 44–52	verschleißgefährdete Gravuren in Pressen nur für Einsätze: Masse < 100 kg
Kobalt- legierte Stähle	1.2888 1.2889	hohe Anlassbe- ständigkeit und Warmfestigkeit	1.300–1.700	41–50	Gesenkeinsätze in thermisch hoch belasteten Bereichen

Die Warmhärte gibt einen Hinweis auf den Warmverschleißwiderstand. Vereinfacht gilt, dass Warmarbeitsstähle mit einer höheren Warmfestigkeit beim Schmieden auch verschleißfester sind.

Aus den aufgeführten Eigenschaften der Gesenkstähle ergeben sich die in Tabelle 4.11 angegebenen Anwendungsempfehlungen.

4.4.5.1 Einfluss der Herstellung auf Eigenschaften von Warmarbeitsstählen

Neben der legierungstechnischen Zusammensetzung hat die Herstellung einen großen Einfluss auf die Eigenschaften des Stahls. Es besteht ein deutlicher Zusammenhang zwischen der mikroskopischen Homogenität des Werkstoffs und seiner Zähigkeit.

Inhomogenitäten in Form von erstarrungsbedingten Seigerungen führen zur Anreicherung von Legierungselementen, so dass es zur Ausscheidung von Primärkarbiden kommt, die die Kerbschlagzähigkeit stark verringern /Hen00/. Beispielsweise wird durch Umschmelzen eine Homogenisierung des Gefüges erzielt und eine Verbesserung der technisch-mechanischen Eigenschaften erreicht. So wird insbesondere die Zähigkeit in Querrichtung zum Faserverlauf erhöht, da die Seigerungen verringert und das Gefüge verbessert werden.

4.4.5.2 Einfluss der Vergütung auf Eigenschaften von Warmarbeitsstählen

Die Kosten für die Vergütung liegen in der Größenordnung vom Stahlpreis (je kg). Der Werkstoff 1.2714 wird z.B. meist im vorvergüteten Zustand mit 370–400 HB geliefert. Ebenso wie die Materialkosten haben die Wärmebehandlungskosten einen Anteil von ca. 5 % an den Gesamtwerkzeugkosten. Die genauen Kosten ergeben sich aus firmenspezifischen Aspekten wie Werkstoff, Tonnage, usw. und müssen durch den Auftraggeber bei den Härtereien erfragt bzw. ausgehandelt werden. D.h., die Bearbeitungskosten eines Schmiedewerkzeugs betragen nahezu 90 % der Gesamtwerkzeugkosten.

Stahlwerke bestimmen mit ihrem Halbzeug für den Gesenkbau das Potenzial der Eigenschaften von Werkzeugen, die Härtereien stellen die geforderten Festigkeitseigenschaften ein. So ist bei der Vergütung wie bei der Stahlherstellung neben dem Preis die Güte von Bedeutung. Insbesondere die erreichte Zähigkeit kann nicht losgelöst von der Wärmebehandlung betrachtet werden. Trotz Erreichen der geforderten Härte kann die Zähigkeit durch ein grobes Härtungsgefüge herabgesetzt sein.

4.4.5.3 Auswahl geeigneter Prozessparameter

Tabelle 4.12 beinhaltet eine Übersicht über den Zusammenhang zwischen Schadensart und Werkzeugparametern. Hier wird aus der vorliegenden Schadensart die wichtige erforderliche Eigenschaft abgeleitet und daraus folgend der Werkzeugstahl empfohlen.

Tabelle 4.12 Einzustellende Werkzeugparameter zur Verringerung typischer Schadensarten beim Gesenkschmieden /Mey81/

Vorherrschende Schadensart	Wichtige Eigenschaften	Grundtemperatur	Gesenkstahl	Einbauhärté	Schmierstoff
Verschleiß	Warmhärté	niedrig	1.2365 1.2367	hoch	
Mechanische Wechselrisse	Vorspannung, Warmfestigkeit, Warmzähigkeit	niedrig	zäh 1.2343 1.2344	optimiert im Hinblick auf Festigkeit und Zähigkeit	
Wärmewechselrisse	Warmfestigkeit, Warmzähigkeit	hoch	zäh 1.2367		angepasst an Grundtemperatur und Gesenkwerkstoff
Sprödbruch	Kerbschlagzähigkeit	erhöht (wegen Zähigkeit)	zäh 1.2714 1.2343 1.2344	gering	
Plastische Verformung	Warmfestigkeit	niedrig (wegen Kontakttemperatur)	1.2365 1.2367	hoch	

Tabelle 4.13 Vorschlag für die Wahl von Grundtemperatur und Werkzeugwerkstoff /Mey81/

Gravur	Stückzahl/h (Wärmebeanspruchung des Gesenks)	Schmiedestückmasse bzw. Gesenkblockmasse	Grundtemperatur	Gesenkstahl			Einhärtung	Oberfläche
				a 1.2713 1.2714 (nur Hammer)	b 1.2343 1.2344	c 1.2365 1.2367		
flach (mech. Beanspruchung klein)	gering	klein	< 100 °C	X		X	groß	nitriert bei Stahl b und c
		groß	< 150 °C	X		X	mittel	
		klein	< 100 °C	X		X	groß	
		groß	Gesenk kühlen					
	groß	klein	< 150 °C	X		X	mittel	nitriert bei Stahl b und c, wenn komb. Beanspruchung durch Verschleiß und Rissbildung
		groß	Gesenk kühlen					
		klein	150 °C	X	X		mittel	
		groß	< 150 °C	X	X		gering	
tief (mech. Beanspruchung groß)	gering	klein	200 °C	X	X		mittel	nitriert bei Stahl b und c, wenn komb. Beanspruchung durch Verschleiß und Rissbildung
		groß	150 °C	X	X		gering	
	groß	klein	-200 °C				mittel	
		groß					gering	

Einen Vorschlag für die „Wahl“ der Werkzeugtemperatur und des Werkstoffs wird in Tabelle 4.13 gegeben. Anhand der Art der Gravur, der produzierten Stückzahl je Stunde und der Gesenkblockmasse werden Gesenkstahl, Härte und Oberflächenbehandlung vorgeschlagen. Die Kühlshmierung muss auf den Gesenkwerkstoff und die Temperaturen der Gesenke abgestimmt sein.

4.4.6 Schmiedestähle

Grundsätzlich können für das Schmieden alle knetbaren Stahllegierungen eingesetzt werden. Hochwertige Schmiedeteile werden jedoch häufig aus Vergütungs- oder Einsatzstählen hergestellt. In **Abb. 4.165** werden beispielhaft die Fließkurven dreier typischer Schmiedestähle aufgezeigt:

- C45 (1.0503) Vergütungsstahl: Bauteile mittlerer Beanspruchung im Kraftwagen-, Motoren-, Maschinen- und Anlagenbau.
- 42 CrMo4 (1.7225) Vergütungsstahl: Teile hoher Zähigkeit im Automobil- und Flugzeugbau, wie Achsschenkel, Achsen, Pleuelstangen, Kurbelwellen, Ritzel, Zahnräder, Bandagen.

- 16 MnCr5 (1.7131) Einsatzstahl: Zahnräder, Teller- und Getrieberäder, Steuerungsteile, Kardangelenke, Wellen, Bolzen, Zapfen usw. /Weg01/.

Vergütungs- oder Einsatzstähle werden i.d.R. noch einer Wärmebehandlung unterzogen. Eine Wärmebehandlung direkt aus der Schmiedewärme (P-Behandlung) ermöglichen die so genannten AFP-Stähle (s. Kap. 4.4.2.5, S.563).

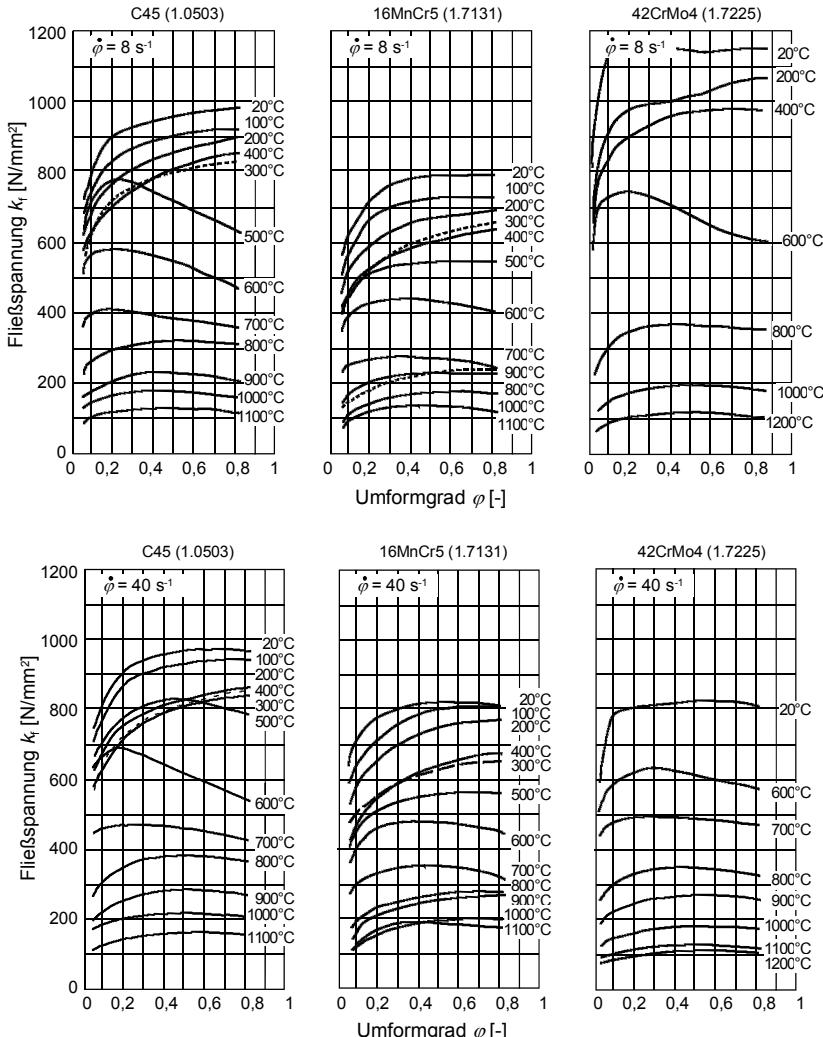


Abb. 4.164 Fließkurven dreier typischer Schmiedestähle für den typischen Bereich der Umformgeschwindigkeiten wie er für das Schmieden auf mech. Pressen (Spindel- oder Exzenterpressen) üblich ist /Doe86/

4.4.7 Einfluss der Umformmaschine auf den Schmiedeprozess

Die unterschiedlichen Charakteristiken (vgl. Tabelle 2.5) weg-, kraft- oder arbeitsgebundener Maschinen haben einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf den Schmiedeprozess. Eine wichtige Zielsetzung besteht darin, die so genannte Druckberührzeit (Kontakt Werkzeug/heißer Werkstoff unter Last) möglichst kurz zu halten. Dadurch wird die Lebensdauer der Werkzeuge erhöht. Im Folgenden sind einige Eigenschaften der unterschiedlichen Maschinentypen genannt. Für detailliertere Informationen sei auf Kap. 5 verwiesen.

Hämmer (arbeitsgebunden)

- Hohe Auf treffgeschwindigkeit:
 - geringe Druckberührzeit, daher geringer thermischer Verschleiß,
 - hohe Kräfte aufgrund höherer Fließspannungen infolge größerer Umformgeschwindigkeiten notwendig.
- Kein festgelegter unterer Umkehrpunkt, Schmiedevorgang kommt zum Stillstand sobald das Arbeitsvermögen erschöpft ist:
 - mehrere Schläge möglich,
 - die längere Liegezeit führt zu höherer thermischer Belastung der Gesenke,
 - die stärkere Abkühlung des Werkstücks erfordert einen größeren Gratspalt.

Spindelpressen (arbeitsgebunden)

- Konstantes Arbeitsvermögen über nahezu den gesamten Hub (Ausnahme Reibspindelpressen),
- variable Hublänge,
- durch Verwendung mechanischer Anschläge hohe Genauigkeit in Schlagrichtung, daher geringe Dickenschwankungen der Werkstücke,
- geringere Hubzahlen als bei Exzenterpressen möglich ($20\text{--}30 \text{ min}^{-1}$),
- schlecht automatisierbar,
- Spindel und Gestell müssen die während des Umformvorgangs auftretenden Kräfte aufnehmen, dies begrenzt die Maximalkraft,
- mehrere Schläge nicht in so kurzer Abfolge wie bei Hämtern möglich.

Kurbel-/Exzenterpressen (weggebunden)

- Vollständige Vorgabe der Kinematik durch den Antrieb (im Gegensatz zu z.B. hydraulischen Pressen),
- gute Reproduzierbarkeit, deshalb eine gute Automatisierbarkeit,
- hohe Hubzahlen möglich,
- Federung der Maschine in vertikaler Richtung führt (insbesondere bei weichen Pressen) zu längeren Druckberührzeiten als bei energiegebundenen Pressen.

Hydraulische Pressen (kraftgebunden)

- Die große Kompressibilität des Öls (E-Modul Öl 125-mal kleiner als Stahl) bewirkt eine lange Druckberührzeit, deshalb selten zum Schmieden eingesetzt,
- gut geeignet für langsame, druckberührzeitunkritische Umformvorgänge (z.B. Isothermschmieden von Leichtmetallen bzw. schwer umformbaren Materialien in beheizten Werkzeugen),
- sehr hohe Kräfte möglich (bis 650.000 kN),
- Nennkraft steht über den gesamten Umformweg zur Verfügung,
- äußerst flexible, programmierbare Stöbelkinematiken möglich,
- durch Verwendung mech. Anschläge hohe Genauigkeit in Schlagrichtung und
- infolgedessen geringe Dickenschwankungen der Werkstücke.

4.4.8 Vor- und Nachteile des Gesenkschmiedens

Im Vergleich zu konkurrierenden Fertigungsverfahren wie der Kaltmassivumformung, spanenden Herstellverfahren sowie den Gießverfahren ergeben sich für das Gesenkschmieden unterschiedliche Vor- und Nachteile, die bei der Auswahl des jeweiligen Fertigungsverfahrens von Bauteil zu Bauteil in Betracht gezogen werden müssen.

Im Vergleich zu Verfahren der Kaltmassivumformung besitzt das Gesenk-schmieden folgende Vor- und Nachteile:

- + geringere Kräfte (Fließspannung nimmt mit steigenden Temperaturen ab) ermöglichen den Einsatz kleinerer Umformmaschinen,
- + höheres Formänderungsvermögen,
- ± keine Kaltverfestigung,
- geringere Maßhaltigkeit, Oberflächengüte der Fertigteile (Schrumpfung, Zunderbildung usw.),
- stärkerer Werkzeugverschleiß.

Gemeinsam mit anderen Massivumformverfahren stellt sich das Gesenkschmieden mit folgenden Vor- und Nachteilen gegenüber den spanenden Herstellverfahren dar:

- + belastungsangepasster, der Endkontur des Bauteils folgender Faserverlauf,
- + kostengünstige Massenprodukte durch kurze Taktzeiten,
- + optimierter Materialeinsatz,
- + keine Werkzeugausläufe notwendig (z.B. Freistiche),
- Filigranität, Maßhaltigkeit und Oberflächengüte spanend hergestellter Bauteile nicht erreichbar,
- erst bei größeren Stückzahlen wirtschaftlich,
- aufwändiger Werkzeugbau,
- einbaufertige Teile (Net-Shape) nur bedingt herstellbar.

Bei einem Vergleich des Gesenkschmiedens mit den Gießverfahren, ergeben sich die folgenden Vor- und Nachteile:

- + belastungsangepasster der Endkontur des Bauteils folgender Faserverlauf,
- + porenfreies Gefüge,
- + hervorragende mechanische Eigenschaften,
- + einbaufertige Flächen herstellbar (Präzisionsschmieden),
- Filigranität gegossener Bauteile nicht erreichbar.

Bei einer Gegenüberstellung der konkurrierenden Verfahren des Gesenk-schmiedens Präzisionsschmieden und Gesenkschmieden mit Grat, lassen sich für das Präzisionsschmieden folgende Vor- und Nachteile nennen:

- + kein Entgratvorgang notwendig/optimierter Materialeinsatz,
- + geringere Umformkräfte (kein Schieben des Werkstoffs über die Gratbahn),
- hohe Volumengenauigkeit der Rohteile notwendig (Streuung von Maß- und Formtoleranzen bei schwankendem Rohteilvolumen),
- hohe Positioniergenauigkeit der Teile in den einzelnen Stufen notwendig,
- Prozess empfindlich gegen Stirnratbildung,
- genauere Prozessführung erforderlich.

4.5 Fließpressen

Das Fließpressen ist ein Massivumformverfahren, bei dem das Umformen eines Rohteils in einer Pressbüchse durch Drücken erfolgt. Nach /DIN8583/ gehört das Fließpressen neben dem Verjüngen und dem Strangpressen zu den Massivum-formverfahren des Durchdrückens (Abb. 4.165).

Die Umformung beim Fließpressen erfolgt hauptsächlich bei Raumtemperatur (Kaltfließpressen), anderseits werden komplizierte Bauteile auch durch Halbwarm- oder Warmumformung hergestellt.

4.5.1 Verfahren mit Beispielbauteilen

Fließpressen wird nach Art der Werkzeuge unterteilt in:

- Fließpressen mit starren Werkzeugen (Abb. 4.166) und
- Fließpressen mit Wirkmedien (Abb. 4.172).

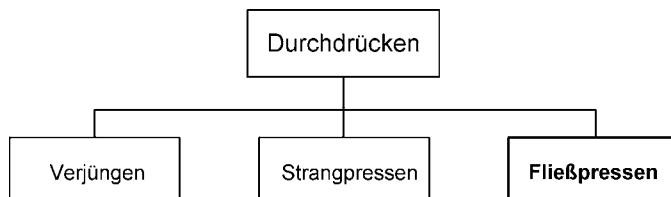


Abb. 4.165 Fertigungsverfahren des Durchdrückens (nach /DIN8583/)

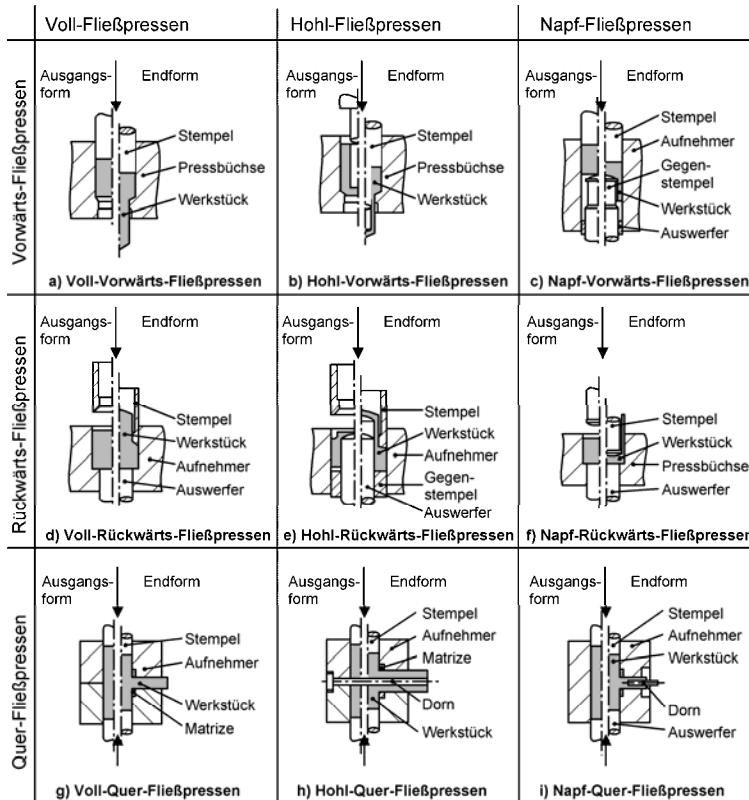


Abb. 4.166 Prinzipdarstellung der Fließpressverfahren /DIN8583/

Das Fließpressen mit starren Werkzeugen wird nach der Fließrichtung des Werkstoffs in Bezug auf die Stempelbewegung unterteilt in:

- Vorwärts-Fließpressen (Werkstofffluss mit der Stempelbewegung),
- Rückwärts-Fließpressen (Werkstofffluss gegen die Stempelbewegung) und
- Quer-Fließpressen (Werkstofffluss quer zur Stempelbewegung).

Weiterhin ist nach der Werkstückgeometrie zu unterscheiden zwischen:

- Voll-Fließpressen,
- Hohl-Fließpressen und
- Napf-Fließpressen.

Aus den Kombinationen dieser Varianten ergeben sich nach /DIN8583/ die in Abb. 4.166 dargestellten Verfahren des Fließpressens.

In den folgenden Abbildungen werden Beispiele für kaltfließgepresste Bauteile (Abb. 4.167, Abb. 4.168, Abb. 4.169) und verzahnte Getriebeteile (Abb. 4.170) gezeigt.



Abb. 4.167 Kaltfließgepresste Bauteile (Fa. Hatebur Umformmaschinen AG)

Von den in Abb. 4.166 gezeigten Verfahren werden das Voll-Vorwärts-Fließpressen, das Hohl-Vorwärts-Fließpressen und das Napf-Rückwärts-Fließpressen industriell am häufigsten eingesetzt und sollen daher im Folgenden näher erläutert werden.

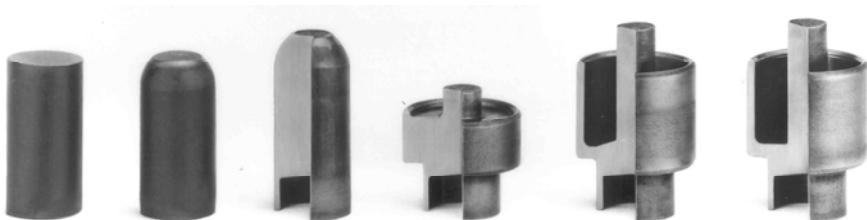


Abb. 4.168 Kaltfließpressen in fünf Stufen (Fa. Hatebur Umformmaschinen AG)



Abb. 4.169 Kaltfließpressen von Kupplungsgehäusen in vier Stufen (Fa. Gräbener Pressensysteme GmbH & Co. KG)

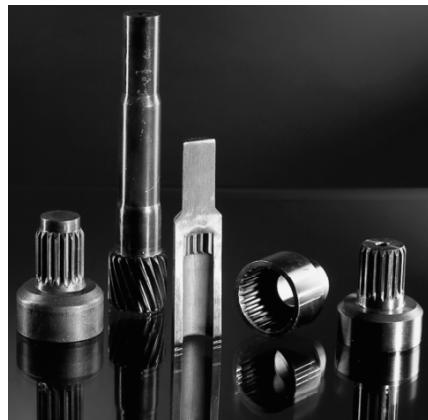


Abb. 4.170 Einbaufertig verzahnte Getriebebauteile, hergestellt durch Kaltumformung (Fa. Hirschvogel Umformtechnik GmbH)

Beim Fließpressen handelt es sich, ähnlich wie beim Drahtziehen, um Verfahren mit mittelbarer Kraftwirkung. Bei diesen Verfahren sind im Gegensatz zum Stauchvorgang die Krafteinleitung und die Umformzone örtlich voneinander getrennt (Abb. 4.171).

Das *Fließpressen mit Wirkmedien* (Abb. 4.172) wird industriell nur für wenige Bauteile angewendet und soll aus diesem Grund im vorliegenden Buch nicht weiter behandelt werden.

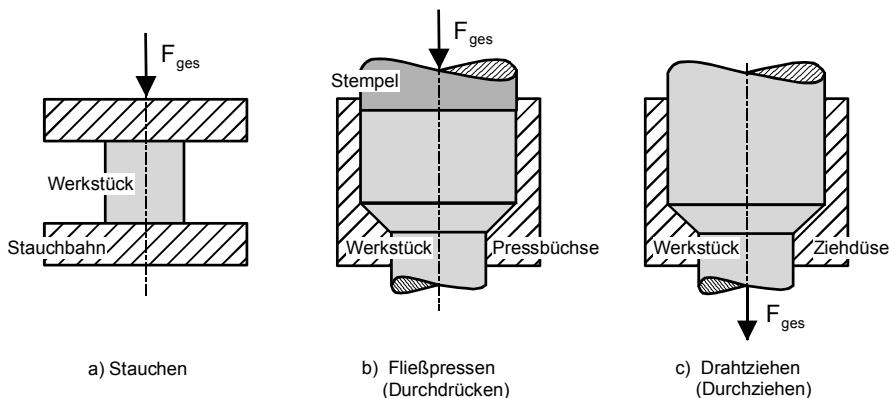


Abb. 4.171 Verfahren mit unmittelbarer (Stauchen) bzw. mittelbarer Kraftwirkung

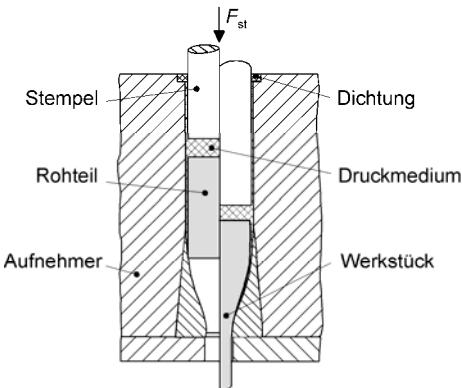


Abb. 4.172 Prinzip des Fließpressens mit Wirkmedien /Lan88/

4.5.2 Voll-Vorwärts-Fließpressen

Beim Voll-Vorwärts-Fließpressen wird aus einem Vollkörper ein Vollkörper mit verminderterem Querschnitt hergestellt.

Die formgebende Werkzeugöffnung wird dabei allein durch die Pressdüse gebildet (Abb. 4.166a).

4.5.2.1 Umformkraft

Der prinzipielle Umformprozessablauf und charakteristische Kraft-Weg-Verlauf ist in Abb. 4.173 dargestellt. Die Umformkraft wird über den Stempel eingeleitet. Zu Beginn steigt sie infolge der elastischen Dehnung des Werkzeug/Presse-Systems bis zum Punkt 1 steil an. Die anschließende Umformung kann wie folgt beschrieben werden:

Punkt 1: Beginn der Umformung

(Anlehnung des Rohteils an die Pressbüchse)

Punkt 2: Beginn der Füllung der Umformzone

(Füllung der Gravur und Übergang von Haft- zu Gleitreibung).

Punkt 3: Vollständige Ausformung der Umformzone

(Ende des instationären Bereichs)

Punkt 4: Ende des Fließpressens

(fertiges Bauteil)

Punkt 5: Entlastung des Werkzeug/Presse-Systems

(Abbau der elastischen Auffederung)

Die Kenntnis der benötigten Umformkraft und -arbeit ist für die Maschinenauswahl und für die Auslegung der Umformwerkzeuge unerlässlich.

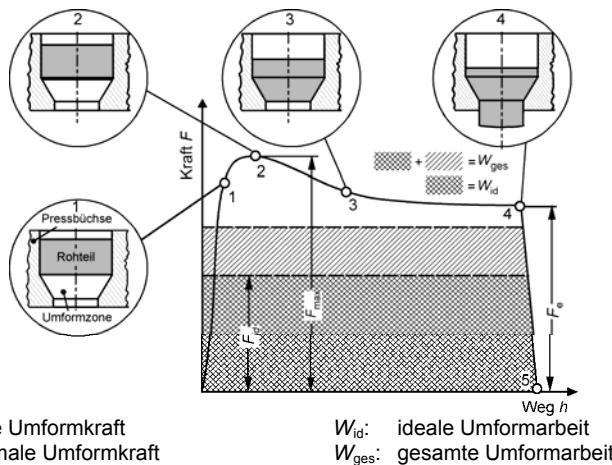


Abb. 4.173 Werkstofffluss und Kraft-Weg-Verlauf beim Voll-Vorwärts-Fließpressen

4.5.2.2 Berechnung der Umformkraft

Die gesamte *Umformkraft* F_{ges} für das Voll-Vorwärts-Fließpressen wird nach Siebel /Sie32/ wie folgt berechnet:

$$F_{ges} = F_{id} + F_{RW} + F_{RS} + F_{Sch}. \quad (4.71)$$

F_{id} : ideale Umformkraft (verlustfreie Umformung)

F_{RW} : Kraft zur Überwindung der Wandreibung

F_{RS} : Kraft zur Überwindung der Schulterreibung

F_{Sch} : Kraft zur Überwindung innerer Schiebungsverluste

Zur Berechnung der Umformkraft können analytische Berechnungsverfahren, die auf den Gesetzmäßigkeiten der Plastizitätstheorie beruhen, angewendet werden. Für die betriebliche Abschätzung der Umformkraft und -arbeit für das Voll-Vorwärts-Fließpressen wird die *Elementare Plastizitätstheorie* nach Siebel /Sie32/ herangezogen. Die wesentlichen Merkmale und Lösungsverfahren der Elementaren Plastizitätstheorie werden in Kap. 2.5.4.1 beschrieben.

Berechnung des idealen Kraftanteils F_{id}

Beim Voll-Vorwärts-Fließpressen herrscht in der Umformzone ein *dreiachsiger Spannungszustand*, resultierend aus den drei Hauptspannungen (Abb. 4.174):

- Axialspannung σ_z ,
- Radialspannung σ_r und
- Tangentialspannung σ_t .

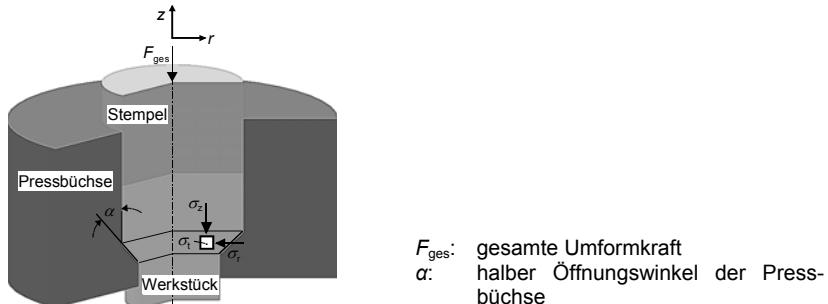


Abb. 4.174 Spannungszustand beim Voll-Vorwärts-Fließpressen

Die *Axialspannung* σ_z wird über den Stempel eingeleitet und als maximale Hauptspannung betrachtet.

Für die Berechnung der idealen Umformkraft beim Voll-Vorwärts-Fließpressen kann aufgrund des herrschenden axialsymmetrischen Formänderungszustands das *Scheibenmodell* der Elementaren Plastizitätstheorie angewendet werden. Das betrachtete Volumenelement in der Umformzone ist, wie in Abb. 4.175 dargestellt, eine Scheibe. Die wichtigsten Voraussetzungen und vereinfachenden Annahmen der Elementaren Plastizitätstheorie für das *Scheibenmodell* können wie folgt beschrieben werden:

- es herrscht ein axialsymmetrischer Umformvorgang,
- Gewichts- und Trägheitskräfte können vernachlässigt werden,
- die Reibzahl μ zwischen Werkzeug und Werkstück ist konstant,
- die Fließspannung k_f ist bekannt,
- die betrachtete Scheibe wölbt sich während der Umformung nicht,
- die Geschwindigkeit v_z des betrachteten Volumenelements ist von der Zeit und dem Ort abhängig, d.h. $v_z = v_z(z, t)$,
- mit Hilfe der Volumenkonstanz lässt sich das Geschwindigkeitsfeld bestimmen und
- aufgrund der Volumenkonstanz gilt $\sigma_r = \sigma_t$.

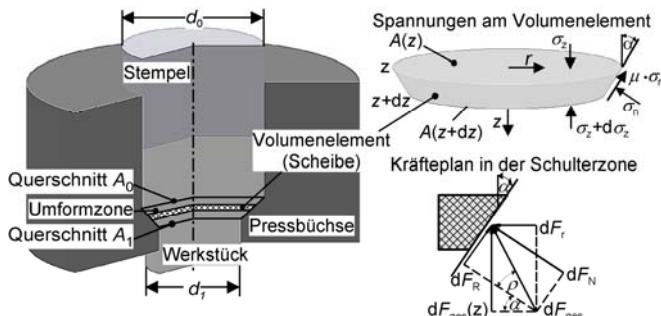


Abb. 4.175 Scheibenmodell zur Herleitung der idealen Kraft in der Umformzone

Die Vorgehensweise bei der Berechnung der idealen (verlustfreien) Axialspannung und damit der idealen Umformkraft erfolgt in Anlehnung an die Gliederung in Tabelle 2.9.

Pkt. I: Analyse des betrachteten Problems

- Mechanische Beanspruchung
- Axialsymmetrisches Problem
- Betrachtung in Zylinderkoordinaten

Pkt. II: Annahmen/Voraussetzungen

- Coulombsches Reibgesetz, $\mu = \text{konst}$
- Volumenkonstanz (Werkstoff ist inkompressibel)
- Homogener und isotroper Werkstoff
- Fließspannung $k_f = k_f(\varphi, \dot{\varphi}, T)$ ist bekannt

Pkt. III: Randbedingungen

- $\sigma_z = \sigma_z(z, t)$
- $\sigma_r = \sigma_r(z, t)$

Pkt. IV: Kräftegleichgewicht

Es wird das Kräftegleichgewicht am betrachteten Volumenelement in axialer Richtung angesetzt:

$$\sum F(z) = 0 \quad (4.72)$$

und damit

$$-\sigma_z \cdot A(z) + (\sigma_z + d\sigma_z) \cdot A(z + dz) - dF_{\text{ges}}(z) = 0. \quad (4.73)$$

Aus dem Kräfteplan in Abb. 4.175 erhält man:

$$\tan(\alpha + \rho) = \frac{dF_{\text{ges}}(z)}{dF_r}, \quad \tan \alpha = \frac{dr}{dz}, \quad \tan \rho = \mu \quad (4.74)$$

mit

$$dF_r = |\sigma_r| \cdot A_U. \quad (4.75)$$

A_U : Umfangsfläche des betrachteten Scheibenelements

Mit der Annahme, dass für infinitesimal kleine Scheibenelemente die Umfangsfläche A_U eines Kegels der Umfangsfläche eines Zylinders gleichgesetzt werden kann, ergibt sich:

$$dF_r = |\sigma_r| \cdot A_U = |\sigma_r| \cdot 2\pi \cdot r \cdot dz. \quad (4.76)$$

Die Flächen am Anfang $A(z)$ und am Ende $A(z + dz)$ des betrachteten Volumenelements ergeben sich zu:

$$A(z) = \pi \cdot r^2, \quad (4.77)$$

$$A(z + dz) = \pi(r - dr)^2. \quad (4.78)$$

Terme 2. Ordnung können vernachlässigt werden ($d\sigma_z \cdot dr \approx 0$, $dr^2 \approx 0$).

Pkt. V: Stoffgesetz

Die Fließbedingung nach Tresca lautet:

$$-\sigma_r = |\sigma_r| = k_f - \sigma_z. \quad (4.79)$$

Werden die Gln. (4.74) bis (4.78) in das Kräftegleichgewicht (4.73) eingesetzt, ergibt sich die inhomogene, lineare Differenzialgleichung 1. Ordnung:

$$\frac{d\sigma_z}{dz} + \frac{2}{r} [\tan(\alpha + \rho) - \tan \alpha] \cdot \sigma_z - \frac{2}{r} \tan(\alpha + \rho) \cdot k_f = 0. \quad (4.80)$$

Lösung der DGL:

Für den Fall der Reibungsfreiheit in der Umformzone (ideale Bedingungen: $\mu = 0$, $\rho = 0$) vereinfacht sich die Differenzialgleichung aus Gl. (4.80) zu:

$$\frac{d\sigma_z}{dz} - \frac{2}{r} \tan \alpha \cdot k_f = 0. \quad (4.81)$$

Mit $\tan \alpha = dr/dz$ ergibt sich die *ideale Axialspannung*:

$$\sigma_{zid0} = k_{fm} \cdot 2 \ln \frac{r_0}{r_1}. \quad (4.82)$$

k_{fm} : mittlere Fließspannung

Im Querschnitt A_0 (Beginn der Umformzone) ist die Fließspannung k_{f0} aufgrund der Werkstoffverfestigung kleiner als die Fließspannung k_{f1} im Querschnitt A_1 (Ende der Umformzone). Der arithmetische Mittelwert aus beiden Fließspannungen ergibt die mittlere Fließspannung:

$$k_{fm} = \frac{k_{f0} + k_{f1}}{2}. \quad (4.83)$$

Der größte Hauptumformgrad berechnet sich zu:

$$\varphi_{max} = \ln\left(\frac{A_1}{A_0}\right). \quad (4.84)$$

Somit ergibt sich mit der Gl. (4.83) die *ideale Axialspannung* im Querschnitt A_0 :

$$\sigma_{zid0} = k_{fm} \cdot \varphi_{max}. \quad (4.85)$$

Bei einer verlustfreien Umformung lässt sich daraus die *ideale Umformkraft* ableiten:

$$F_{id} = A_0 \cdot k_{fm} \cdot \varphi_{max}. \quad (4.86)$$

Berechnung der Kraft zur Überwindung der Wandreibung F_{RW}

Beim Voll-Vorwärts-Fließpressen wird die Kraft zur Überwindung der statischen und dynamischen Reibung zwischen dem Werkstoff und der Pressbüchsenwand benötigt. Diese lässt sich vereinfacht mit Hilfe des Kräftegleichgewichts an der Pressbüchsenwand berechnen (Abb. 4.176). Hier werden nur die Reibanteile an der Pressbüchsenwand betrachtet. An der Pressbüchsenwand herrscht Radialdruckspannung:

$$\sigma_r = k_{f0} \Rightarrow \tau_r = \mu \cdot k_{f0}. \quad (4.87)$$

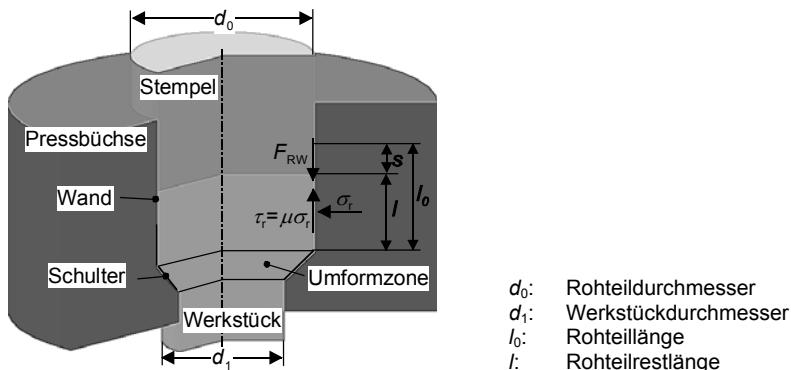
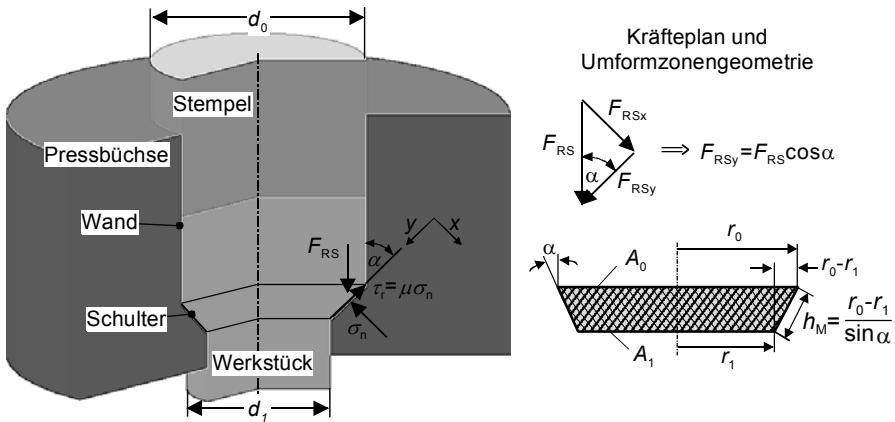


Abb. 4.176 Reibverhältnisse an der Pressbüchsenwand



x, y: lokales Koordinatensystem

Abb. 4.177 Reibverhältnisse an der Pressbüchsen Schulter

Diese Vereinfachung kann getroffen werden, da mit zunehmendem Stempelweg die Gesamtkraft und damit auch die wirksame Radialspannung abnimmt. Das Kräftegleichgewicht an der Pressbüchsenwand lautet:

$$F_{RW} - A_{ZM} \cdot \tau_r = 0. \quad (4.88)$$

Für die Zylindermantelfläche gilt:

$$A_{ZM} = \pi \cdot d_0 \cdot l. \quad (4.89)$$

Einsetzen von Gl. (4.87) in Gl. (4.88) ergibt die Kraft zur Überwindung der Wandreibung F_{RW} , die mit abnehmender Restlänge des Rohteils ebenfalls kontinuierlich abnimmt:

$$F_{RW} = \pi \cdot d_0 \cdot l \cdot \mu \cdot k_{f0}. \quad (4.90)$$

Berechnung der Kraft zur Überwindung der Schulterreibung F_{RS}

Analog zur Herleitung der Kraft zur Überwindung der Wandreibung F_{RW} wird für die Ermittlung der Kraft zur Überwindung der Schulterreibung F_{RS} das Kräftegleichgewicht an der Schulter der Pressbüchse aufgestellt. Es werden nur die Reibanteile berücksichtigt.

Das Kräftegleichgewicht für das lokale Koordinatensystem (x, y) lautet:

$$F_{RSy} - A_{KM} \cdot \tau_r = 0. \quad (4.91)$$

Die Reibkraft in y -Richtung lässt sich nach Kräfteplan (Abb. 4.177) berechnen:

$$F_{RSy} = F_{RS} \cdot \cos \alpha. \quad (4.92)$$

Die Kegelmantelfläche A_{KM} (Abb. 4.177) berechnet sich zu:

$$A_{KM} = \pi \cdot (r_0 + r_1) \cdot h_M = \frac{A_0 - A_l}{\sin \alpha}. \quad (4.93)$$

Zur Ermittlung der Normalspannung an der Schulter, kann folgende Annäherung verwendet werden:

$$\sigma_n = k_{fm} \Rightarrow \tau_r = \mu \cdot k_{fm}. \quad (4.94)$$

Die mittlere Fließspannung k_{fm} wird nach Gl. (4.83) berechnet. Werden die Gln. (4.92) bis (4.94) in die Gl. (4.91) eingesetzt, ergibt sich:

$$F_{RS} = \mu \cdot k_{fm} \cdot (A_0 - A_l) \cdot \frac{1}{\sin \alpha \cdot \cos \alpha}. \quad (4.95)$$

Mit $\frac{1}{\sin \alpha \cdot \cos \alpha} = \frac{2}{\sin 2\alpha}$ ergibt sich:

$$F_{RS} = k_{fm} \cdot A_0 \cdot \frac{2\mu}{\sin 2\alpha} \cdot \left(\frac{A_0 - A_l}{A_0} \right). \quad (4.96)$$

$$\left(\frac{A_0 - A_l}{A_0} \right) = e^\varphi - 1 = \varepsilon : \text{bezogene Formänderung}$$

Für die bezogene Formänderung ε und logarithmische Formänderung φ gilt nach der Reihenentwicklung folgende Näherung:

$$\varepsilon = e^\varphi - 1 = 1 + \varphi / l! + \varphi^2 / 2! + \dots - 1 \approx \varphi. \quad (4.97)$$

Weiterhin ist bis zu einer Formänderung von etwa 20 % die bezogene Formänderung ε annährend gleich der logarithmischen Formänderung φ (s. Kap. 2.2).

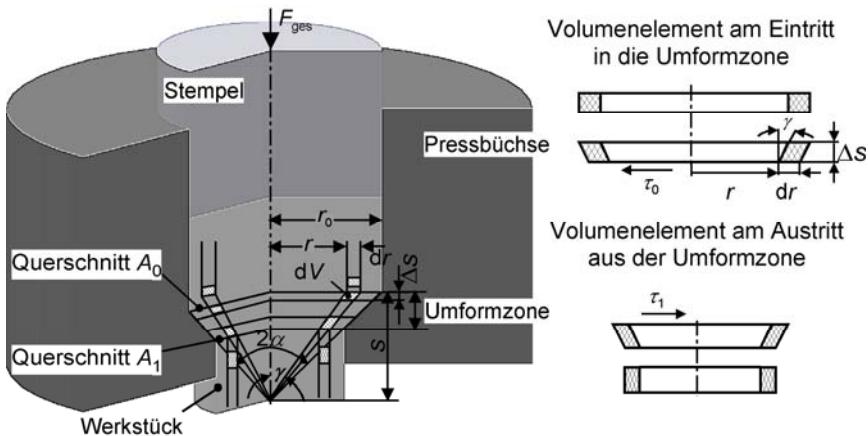


Abb. 4.178 Modell zur Herleitung der Schiebungsarbeit

Werden diese Näherungen berücksichtigt und nach Gl. (4.84) $\varphi = \varphi_{\max}$ eingesetzt, ergibt sich die Kraft zur Überwindung der Schulterreibung F_{RS} :

$$F_{RS} = k_{fm} \cdot A_0 \cdot \varphi \cdot \frac{2\mu}{\sin 2\alpha}. \quad (4.98)$$

Diese wird minimal für einen Öffnungswinkel der Pressbüchse von $2\alpha = 90^\circ$ (Abb. 4.181).

Berechnung der Kraft zur Überwindung innerer Schiebungsverluste F_{Sch}

Im Querschnitt A_0 (Beginn der Umformzone) werden die äußersten Werkstofffasern des umzuformenden Rohteils um den halben Öffnungswinkel α der Fließpressbüchse umgelenkt und im Querschnitt A_1 (Ende der Umformzone) wieder um den gleichen Winkel zurückgelenkt. Die mittleren Werkstofffasern werden von diesen Schiebungen nicht betroffen. Die benötigte Kraft zur Umlenkung der Werkstofffasern (am Ein- und Austritt der Umformzone) wird mit Hilfe der Arbeitsbetrachtung ermittelt. In Abb. 4.178 wird ein ringförmiges Volumenelement betrachtet. Dieses wird infolge der Wirkung der Schubfließspannung um einen Winkel γ ($0 \leq \gamma \leq \alpha$) verschoben.

Die *Schiebungsarbeit* W_{Sch} setzt sich somit aus der Arbeit im Querschnitt A_0 und aus der Arbeit im Querschnitt A_1 zusammen:

$$W_{Sch} = W_{Sch0} + W_{Sch1}. \quad (4.99)$$

In Abb. 4.179 sind die Umformzone und das betrachtete Volumenelement während der Umformung detailliert dargestellt.

Die *Schiebungsarbeit* $W_{\text{Sch}0}$ im Querschnitt A_0 (Beginn der Umformzone) des betrachteten Volumenelements berechnet sich wie folgt:

$$W_{\text{Sch}0} = \tau_0 \cdot A_0 \cdot x. \quad (4.100)$$

Für die Schubspannung im Querschnitt A_0 gilt nach Tresca:

$$\tau = \frac{k_{f0}}{2}. \quad (4.101)$$

Die Querschnittsfläche A_0 und die Länge x lassen sich aus der Prinzipskizze (Abb. 4.179) ableiten:

$$A_0 = \int_0^{2\pi} \int_0^{r_0} r \cdot dr \cdot d\varphi, \quad (4.102)$$

$$\tan \gamma = \frac{x}{\Delta s} = \frac{r}{s} \Rightarrow x = \frac{\Delta s}{s} \cdot r. \quad (4.103)$$

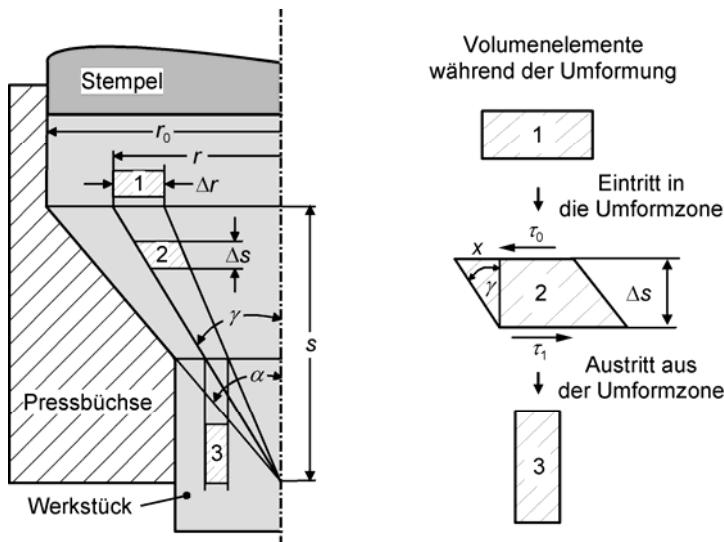


Abb. 4.179 Modell zur Herleitung der Schiebungsarbeit W_{Sch}

Einsetzen in die Gl. (4.100) ergibt die Schiebungsarbeit im Querschnitt A_0 $W_{\text{Sch}0}$:

$$W_{\text{Sch}0} = \frac{k_{f0}}{2} \int_0^{2\pi} \int_0^{r_0} \frac{\Delta s}{s} \cdot r^2 \cdot dr \cdot d\varphi = \frac{k_{f0}}{2} \cdot 2\pi \cdot \frac{1}{3} r_0^3 \cdot \frac{\Delta s}{s}, \quad (4.104)$$

$$W_{\text{Sch}0} = \frac{\pi}{3} \cdot \Delta s \cdot \frac{r_0^3}{s} \cdot k_{f0}. \quad (4.105)$$

Die Schiebungsarbeit im Querschnitt A_1 $W_{\text{Sch}1}$ berechnet sich analog. Für die Schiebungsspannung im Querschnitt A_1 τ_1 gilt:

$$\tau_1 = \frac{k_{f1}}{2}. \quad (4.106)$$

Somit berechnet sich die Schiebungsarbeit am Austritt aus der Umformzone zu:

$$W_{\text{Sch}1} = \frac{k_{f1}}{2} \int_0^{2\pi} \int_0^{r_0} \frac{\Delta s}{s} \cdot r^2 \cdot dr \cdot d\varphi = \frac{k_{f1}}{2} \cdot 2\pi \cdot \frac{1}{3} r_0^3 \cdot \frac{\Delta s}{s}, \quad (4.107)$$

$$W_{\text{Sch}1} = \frac{\pi}{3} \cdot \Delta s \cdot \frac{r_0^3}{s} \cdot k_{f1}. \quad (4.108)$$

Werden die Gln. (4.105) und (4.108) mit der mittleren Fließspannung k_{fm} aus der Gl. (4.83) in die Gl. (4.98) eingesetzt, ergibt sich die gesamte Schiebungsarbeit W_{Sch} :

$$W_{\text{Sch}} = W_{\text{Sch}0} + W_{\text{Sch}1} = \frac{2}{3} \cdot \pi \cdot \Delta s \cdot \frac{r_0^3}{s} \cdot k_{fm}, \quad (4.109)$$

mit $A_0 = \pi \cdot r_0^2$ folgt:

$$W_{\text{Sch}} = \frac{2}{3} \cdot A_0 \cdot \frac{r_0}{s} \cdot k_{fm} \cdot \Delta s. \quad (4.110)$$

Es folgt für die Kraft zur Überwindung der inneren Schiebungsverluste F_{Sch} :

$$W_{\text{Sch}} = F_{\text{Sch}} \cdot \Delta s. \quad (4.111)$$

$$\Rightarrow F_{\text{Sch}} = \frac{W_{\text{Sch}}}{\Delta s} = \frac{2}{3} \cdot A_0 \cdot \frac{r_0}{s} \cdot k_{\text{fm}}. \quad (4.112)$$

Mit

$$\tan \alpha = \frac{r_0}{s} \approx \hat{\alpha} \quad (4.113)$$

folgt

$$F_{\text{Sch}} = \frac{2}{3} \cdot A_0 \cdot k_{\text{fm}} \cdot \hat{\alpha}. \quad (4.114)$$

$\hat{\alpha}$: Öffnungswinkel der Pressbüchse (wird in Bogenmaß angegeben)

Die Kraft zur Überwindung der inneren Schiebungswiderstände wird umso höher, je größer der Öffnungswinkel der Pressbüchse ist.

Berechnung der gesamten Umformkraft F_{ges}

Die berechneten Anteile der Umformkraft für das Voll-Vorwärts-Fließpressen eines Bauteils sind in Tabelle 4.14 zusammengefasst.

Werden die einzelnen Anteile in die Gl. (4.71) eingesetzt, ergibt sich die gesamte Umformkraft F_{ges} :

$$F_{\text{ges}} = A_0 \cdot k_{\text{fm}} \cdot \varphi_{\max} \cdot \left(1 + \frac{2\mu}{\sin 2\alpha} + \frac{2\hat{\alpha}}{3\varphi_{\max}} \right) + 2\pi \cdot r_0 \cdot \mu \cdot k_{f0} \cdot l. \quad (4.115)$$

Es kann festgehalten werden, dass die gesamte Umformkraft F_{ges} beim Voll-Vorwärts-Fließpressen im Allgemeinen von folgenden Parametern abhängig ist:

- Steifigkeit des Werkzeug/Presse-Systems (s. Kap. 5.6.5),
- Werkstoff (E-Modul, $R_{p0,2}$, $k_f(\varphi)$),
- Pressbüchsenöffnungswinkel 2α ,
- Umformgrad φ_{\max} ,
- Rohteilabmessungen h_0/d_0 sowie
- Oberfläche, Schmierung und Reibwert.

Tabelle 4.14 Kraftanteile beim Voll-Vorwärts-Fließpressen

F_{id}	F_{RW}	F_{RS}	F_{Sch}
$A_0 \cdot k_{\text{fm}} \cdot \varphi_{\max}$	$2\pi \cdot r_0 \cdot l \cdot \mu \cdot k_{f0}$	$A_0 \cdot k_{\text{fm}} \cdot \varphi_{\max} \cdot \frac{2\mu}{\sin 2\alpha}$	$\frac{2}{3} \cdot A_0 \cdot k_{\text{fm}} \cdot \hat{\alpha}$

Berechnung der gesamten Axialspannung σ_z

Vereinfachend wird angenommen, dass die Axialspannung σ_z linear von $\sigma_z = \sigma_{z0}$ (Querschnitt A_0) auf $\sigma_z = 0$ (Querschnitt A_1 , Werkstoff kann frei fließen) abfällt (Abb. 4.180).

Die *Axialspannung* σ_{z0} lässt sich wie folgt herleiten:

$$\sigma_{z0} = \frac{F_{\text{ges}}}{A_0} = k_{\text{fm}} \cdot \varphi_{\max} \cdot \left(1 + \frac{2\mu}{\sin 2\alpha} + \frac{2\hat{\alpha}}{3\varphi_{\max}}\right) + \frac{\pi \cdot d_0 \cdot \mu \cdot k_{\text{f0}} \cdot l}{A_0}. \quad (4.116)$$

Die Radialspannung σ_r und die etwa gleich große Tangentialspannung σ_t ergeben sich aus der Fließbedingung nach Tresca ($k_f = \sigma_z - \sigma_r$).

Der qualitative Verlauf der Hauptspannungen für das Voll-Vorwärts-Fließpressen in der Umformzone (Abb. 4.180) zeigt, dass σ_z und σ_r nicht parallel verlaufen. Dies ist auf die bereits erwähnte Zunahme der Fließspannung k_f , bedingt durch die Werkstoffverfestigung in der Umformzone, zurückzuführen. Die Fließspannung ist somit am Eintritt in die Umformzone (Querschnitt A_0) kleiner als die Fließspannung am Austritt aus der Umformzone (Querschnitt A_1).

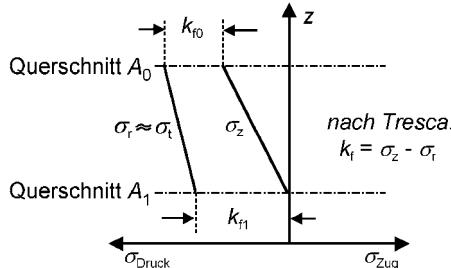


Abb. 4.180 Spannungsverlauf in der Umformzone beim Voll-Vorwärts-Fließpressen

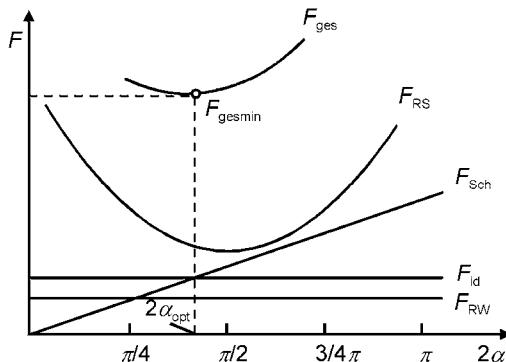


Abb. 4.181 Einfluss des Öffnungswinkels auf die Umformkraft /Lan88/

Ermittlung des optimalen Öffnungswinkels der Pressbüchse 2α

Die Gl. (4.114) für die gesamte Umformkraft weist gegenläufige Einflüsse des Öffnungswinkels für den Reibanteil der Schulter und Schiebungsanteil aus. Dennoch gibt es eine Größe des Öffnungswinkels der Pressbüchse, bei der die gesamte Umformkraft ein Minimum erreicht (Abb. 4.181). Diese Größe wird als der *optimale Öffnungswinkel der Pressbüchse* $2\alpha_{\text{opt}}$ bezeichnet. Je nach Umformgrad liegt dieser Winkel zwischen 40° und 60° .

Der optimale Öffnungswinkel kann wie folgt berechnet werden:

$$\frac{dF_{\text{ges}}}{d\alpha} = 0 \Rightarrow \cos 2\alpha_{\text{opt}} = -3 \cdot \mu \cdot \varphi_{\max} + \sqrt{9 \cdot \mu^2 \cdot \varphi_{\max}^2 + 1}. \quad (4.117)$$

Aus der Gl. (4.117) geht hervor, dass der optimale Öffnungswinkel abhängig ist von:

- der Reibzahl μ und
- dem maximalen Umformgrad φ_{\max} .

Der optimale Öffnungswinkel ist unabhängig vom Werkstoff /Sch66/. Obwohl bei dem optimalen Öffnungswinkel die minimale Umformkraft auftritt, bedeutet dies nicht, dass mit diesem die größten Werkzeugstandmengen erreicht werden. In der Praxis werden Fließpresswerkzeuge häufig mit einem Öffnungswinkel, der größer als der optimale Öffnungswinkel ist ($\alpha = 45^\circ$ – 75°), ausgeführt. Dadurch werden die Umformkräfte größer, aber dieser Nachteil wird durch eine größere Werkzeugstandmenge ausgeglichen.

4.5.3 Hohl-Vorwärts-Fließpressen

Beim Hohl-Vorwärts-Fließpressen wird aus einem Napf oder einer Hülse ein Hohlkörper mit verminderter Wanddicke hergestellt. Die formgebende Werkzeugöffnung wird dabei durch die Pressbüchse und den Stempel gebildet /DIN8583/ (Abb. 4.166b).

4.5.3.1 Umformkraft

Der qualitative Kraft-Weg-Verlauf für das Hohl-Vorwärts-Fließpressen ist prinzipiell gleich wie beim Voll-Vorwärts-Fließpressen. Gegenüber dem Voll-Vorwärts-Fließpressen ändern sich nur die Anteile zur Überwindung der äußeren Verluste infolge Reibung (F_{RD1} , F_{RD2}) und zur Überwindung innerer Schiebungsverluste (F_{SC}). Am Dorn tritt zusätzliche Reibung auf, die in die folgenden Teilkräfte unterteilt wird /Lan88/:

- Reibkraft am Dorn im Bereich der Umformzone F_{RD1} und
- Reibkraft am Dorn in der Höhe des Auslaufs aus der Umformzone F_{RD2} .

Daher berechnet sich die gesamte Umformkraft F_{ges} für das Hohl-Vorwärts-Fließpressen als Summe der einzelnen Teilkräfte:

$$F_{ges} = F_{id} + F_{RW} + F_{RS} + F_{RDI} + F_{RD2} + F_{Sch}. \quad (4.118)$$

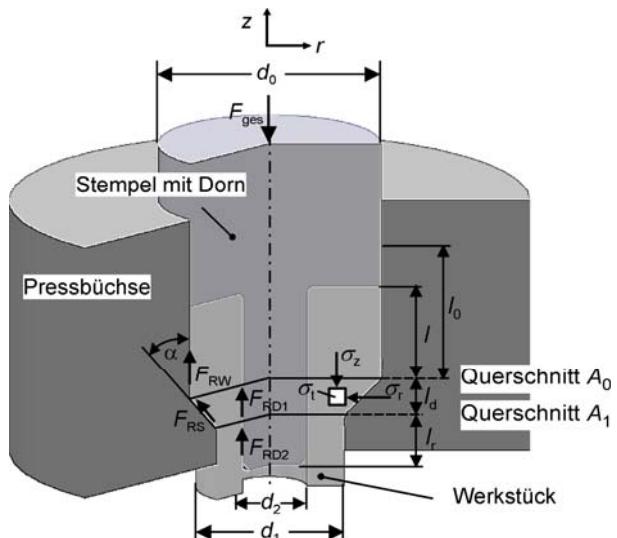
4.5.3.2 Berechnung der Umformkraft

In Abb. 4.182 sind die wirkenden Spannungen und Kräfte beim Hohl-Vorwärts-Fließpressen dargestellt. Wie beim Voll-Vorwärts-Fließpressen herrscht in der Umformzone ein dreiachsiger Spannungszustand (*Axialspannung* σ_z , *Radialspannung* σ_r und *Tangentialspannung* σ_t).

Auf die Herleitung der gesamten Umformkraft wird hier verzichtet, da die Vorgehensweise bei der Berechnung der beim Voll-Vorwärts-Fließpressen entspricht. Die am Dorn angreifende Kraft F_{RDI} berechnet sich wie folgt:

$$F_{RDI} = A_l \cdot k_{fm} \cdot \varphi_{max} \cdot \frac{\mu_D}{\tan \alpha}. \quad (4.119)$$

μ_D : Reibzahl für die Reibung am Dorn



F_{RDI} : Reibkraft am Dorn im Bereich der Umformzone

F_{RD2} : Reibkraft am Dorn in der Höhe des Auslaufs aus der Umformzone

F_{RW} : Reibkraft an der Pressbüchsenwand

F_{RS} : Reibkraft an der Fließpressschulter

l_d : Reiblänge für Dornreibung F_{RDI}

l_r : Reiblänge für Dornreibung F_{RD2}

l : Restrohteilänge

d_1 : Bauteildurchmesser

d_2 : Dorndurchmesser

d_0 : Pressstempeldurchmesser

Abb. 4.182 Spannungszustand beim Hohl-Vorwärts-Fließpressen

Die Reibkraft in Höhe des Auslaufs aus der Umformzone F_{RD2} ergibt sich zu:

$$F_{RD2} = \pi \cdot d_2 \cdot l_r \cdot \mu_D \cdot \sigma_z. \quad (4.120)$$

Der Ausdruck $\mu_D \cdot \sigma_z$ ist die Reibscher Spannung am Dorn und nimmt für weiche Stähle beim Kaltfließpressen Werte zwischen 10 und 12 N/mm² an /Sch66/.

Die Schiebungskraft F_{Sch} berechnet sich zu:

$$F_{Sch} = \frac{1}{2} \cdot A_0 \cdot k_{fm} \cdot \hat{\alpha}. \quad (4.121)$$

$\hat{\alpha}$: Öffnungswinkel der Pressbüchse (wird im Bogenmaß angegeben)

Da beim Hohl-Vorwärts-Fließpressen zwischen Werkzeugen mit mitbewegtem (Abb. 4.183, rechts) und mitlaufendem Dorn (Abb. 4.183, links) unterschieden wird, wird die Gesamtkraft für die jeweilige Dornausführung getrennt berechnet. Bei mitbewegtem Dorn ist der Dorn am Stempel befestigt und führt die gleiche Bewegung wie der Stempel aus. Die Folge ist eine Relativbewegung und damit Reibung zwischen Dorn und Werkstück. Somit berechnet sich die Gesamtkraft F_{ges} für das *Hohl-Vorwärts-Fließpressen mit mitbewegtem Dorn* aus Gl. (4.117) zu:

$$F_{ges} = A_0 \cdot k_{fm} \cdot \varphi_{max} \cdot \left(1 + \frac{2\mu}{\sin 2\alpha} + \frac{A_1}{A_0} \cdot \frac{\mu_D}{\tan \alpha} + \frac{1}{2} \cdot \frac{\hat{\alpha}}{\varphi_{max}} \right) + \pi \cdot d_0 \cdot \mu \cdot k_{f0} \cdot l + \pi \cdot d_2 \cdot \mu_D \cdot \sigma_r \cdot l_r. \quad (4.122)$$

Beim *Hohl-Vorwärts-Fließpressen* mit mitlaufendem Dorn wird der Dorn von dem aus der Düse austretenden Werkstückwerkstoff mitgeschleppt. Dadurch tritt keine Relativbewegung und damit auch keine Reibung zwischen Dorn und Werkstück auf ($F_{RDI} = F_{RD2} = 0$).

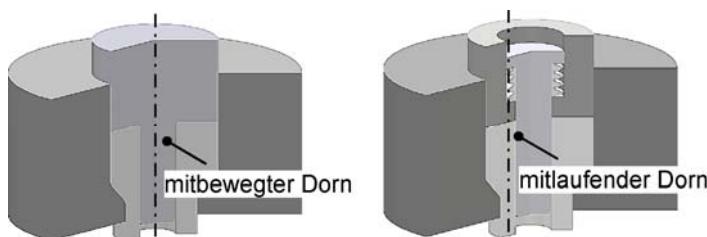


Abb. 4.183 Stempel für das Hohl-Vorwärts-Fließpressen

Tabelle 4.15 Kraftanteile beim Hohl-Vorwärts-Fließpressen

F_{id}	F_{Sch}	F_{RW}
$A_0 \cdot k_{\text{fm}} \cdot \varphi_{\max}$	$\frac{1}{2} \cdot A_0 \cdot k_{\text{fm}} \cdot \hat{\alpha}$	$\pi \cdot d_0 \cdot l \cdot \mu \cdot k_{f0}$
F_{RS}	F_{RD1}	F_{RD2}
$A_0 \cdot k_{\text{fm}} \cdot \varphi_{\max} \cdot \frac{2\mu}{\sin 2\alpha}$	$\frac{A_1 \cdot k_{\text{fm}} \cdot \mu_D \cdot \varphi_{\max}}{\tan \alpha}$	$\pi \cdot d_2 \cdot l_r \cdot \mu_D \cdot \sigma_r$

Damit gilt für die Gesamtkraft F_{ges} für das Hohl-Vorwärts-Fließpressen mit mitlaufendem Dorn:

$$F_{\text{ges}} = A_0 \cdot k_{\text{fm}} \cdot \varphi_{\max} \cdot \left(1 + \frac{2\mu}{\sin 2\alpha} + \frac{1}{2} \cdot \frac{\hat{\alpha}}{\varphi_{\max}} \right) + \pi \cdot d_0 \cdot \mu \cdot k_{f0} \cdot l. \quad (4.123)$$

Die hier berechneten Kräfte sind mittlere Kräfte. Für $l = l_0$ ergibt sich eine Kraft, die ungefähr der Kraft im Punkt 1 des Kraft-Weg-Schaubilds (Abb. 4.173, S.628) entspricht. Die einzelnen Umformkräfte für das Hohl-Vorwärts-Fließpressen eines Bauteils sind in Tabelle 4.15 zusammengefasst.

Die Umformkraft beim Hohl-Vorwärts-Fließpressen hängt von den gleichen Parametern ab, wie beim Voll-Vorwärts-Fließpressen.

Berechnung der gesamten Axialspannung σ_z

Mit σ_z für das Hohl-Vorwärts-Fließpressen wird aus Gl. (4.123):

$$\sigma_{z0} = \frac{F_{\text{ges}}}{A_0} = k_{\text{fm}} \cdot \varphi_{\max} \cdot \left(1 + \frac{2\mu}{\sin 2\alpha} + \frac{1}{2} \cdot \frac{\hat{\alpha}}{\varphi_{\max}} \right) + \frac{\pi \cdot d_0 \cdot \mu \cdot k_{f0} \cdot l}{A_0}. \quad (4.124)$$

Beim Hohl-Fließpressen *dickwandiger Teile* sind die Formänderungen in radialer und tangentialer Richtung gleich. Analog zum Voll-Vorwärts-Fließpressen wird angenommen, dass Tang.- und Radialspannungen gleich groß sind ($\sigma_r = \sigma_t$).

Mit der Fließbedingung von Tresca $k_f = \sigma_z - \sigma_r$ ergibt sich:

$$\sigma_r = \sigma_t = \sigma_z - k_f. \quad (4.125)$$

Beim Hohl-Fließpressen *dünnwandiger Teile* sind die Formänderungen in radialer und tangentialer Richtung nicht gleich. Die tangentiale Formänderungen sind gegenüber den radialen klein. Nach der Fließbedingung von Tresca gilt:

$$\sigma_t = \frac{1}{2}(\sigma_z + \sigma_r). \quad (4.126)$$

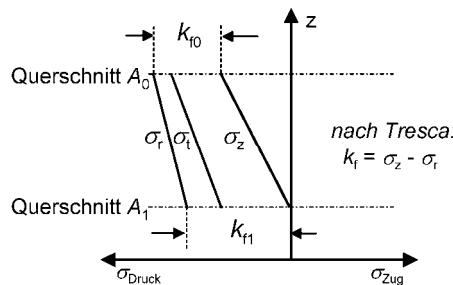


Abb. 4.184 Spannungsverlauf in der Umformzone beim Hohl-Vorwärts-Fließpressen dünnwandiger Bauteile

In Abb. 4.184 wird der qualitative Spannungsverlauf in der Umformzone für ein dünnwandiges hohl-vorwärts-fließgepresstes Bauteil gezeigt.

Wie beim Voll-Vorwärts-Fließpressen erreicht die Axialspannung den größten Wert $\sigma_z = \sigma_{z0}$ am Eintritt in die Umformzone (Querschnitt A_0) und fällt auf $\sigma_z = 0$ am Austritt aus der Umformzone (Querschnitt A_1).

Ermittlung des optimalen Öffnungswinkels der Pressbüchse 2α

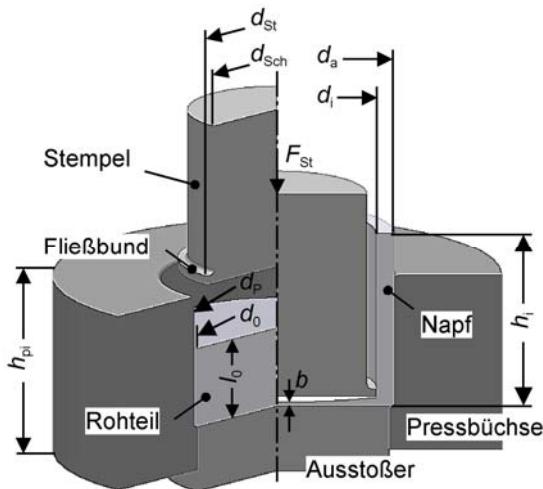
Der optimale Öffnungswinkel der Pressbüchse kann wie beim Voll-Vorwärts-Fließpressen abgeleitet werden.

4.5.4 Napf-Rückwärts-Fließpressen

Beim Napf-Rückwärts-Fließpressen wird aus einem Vollkörper ein vornehmlich dünnwandiger Hohlkörper hergestellt (Abb. 4.166f). Die formgebende Werkzeugöffnung wird dabei durch Stempel und Pressbüchse gebildet.

Beim Napf-Rückwärts-Fließpressen wird das Rohteil mit Spiel in die Pressbüchse eingesetzt (Abb. 4.185). Am Anfang der Umformung kommt es zur Stauchung des Rohteils, der Durchmesser passt sich an den Innendurchmesser der Pressbüchse d_p an und der Werkstoff beginnt, durch den formgebenden Ringspalt ($d_p - d_{st}$) entgegen der Stempelbewegung zu fließen. Der Verlauf der Umformkraft hängt von der relativen Querschnittsänderung ε_A ab (Abb. 4.186). Die Umformzone wandert während der Umformung. Dies ist charakteristisch für den instationären Werkstofffluss.

Bei sehr kleinen Napfbodendicken b folgt am Ende der Umformung häufig ein erneuter Kraftanstieg (z.B. für $\varepsilon_A = 0,327$ in Abb. 4.186), der auf den rasch zunehmenden axialen Stauchkraftanteil zurückgeführt wird. Bei gleichzeitig großen Napfhöhen wird der Kraftanstieg durch die Reibung der Napfwand an der Pressbüchse verursacht (Zone 3, Abb. 4.187) /Sch68/.



F_{St} :	Stempelkraft	d_a :	Napf-Außendurchmesser
d_{St} :	Stempeldurchmesser am Fließbund	d_i :	Napf-Innendurchmesser
d_{Sch} :	Hinterschliff am Stempel	h_t :	Napfhöhe
$d_{Sch} = d_{St} - 0,2 \text{ mm}$		b :	Napfbodendicke
h_{pi} :	Höhe der Pressbüchse	d_0 :	Rohteildurchmesser
d_p :	Pressbüchsendurchmesser	l_0 :	Roteillänge

Abb. 4.185 Werkstofffluss beim Napf-Rückwärts-Fließpressen

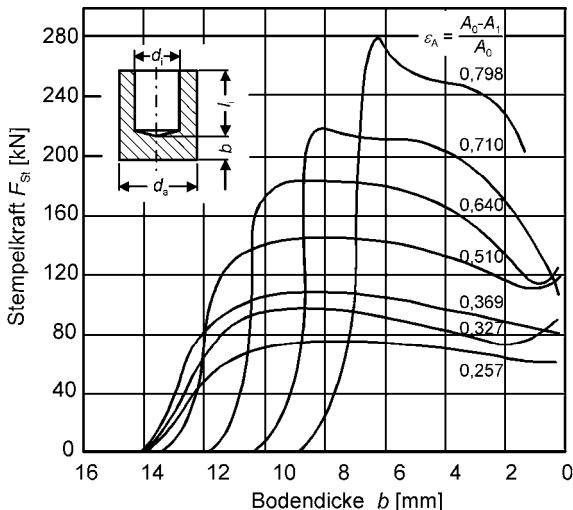
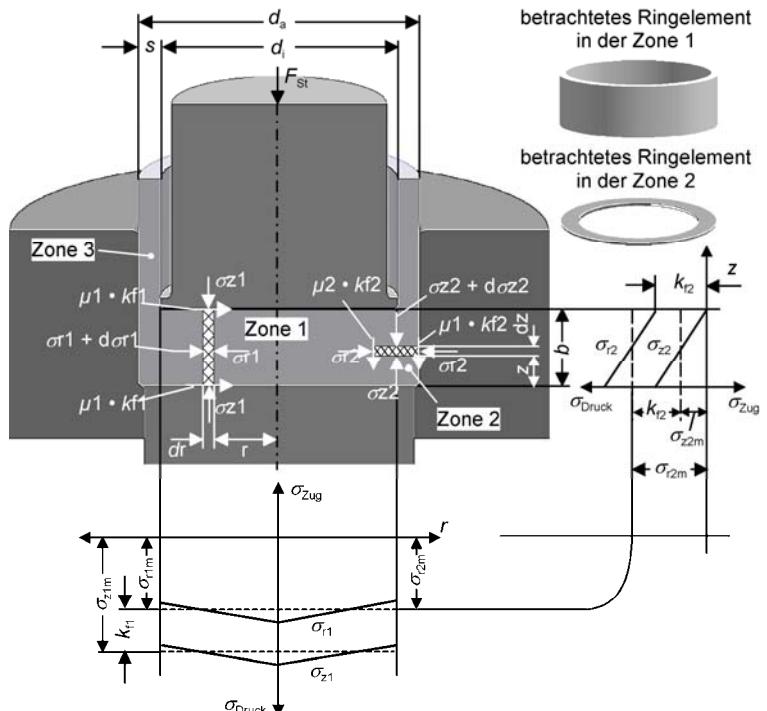


Abb. 4.186 Charakteristische Kraft-Weg-Verläufe für Napf-Rückwärts-Fließpressen mit unterschiedlichen relativen Querschnittsänderungen ϵ_A /Kas67/

4.5.4.1 Berechnung der Umformkraft

Aufgrund des instationären Umformvorgangs ist die Berechnung der Umformkraft schwierig. Zuerst werden die herrschenden Spannungen betrachtet.

Das Napf-Fließpressen wird in der Elementaren Plastizitätstheorie nach der Modellvorstellung von Dipper /Dip49/ als doppelter Stauchvorgang betrachtet (Abb. 4.187). Nach diesem Modell wird das Werkstück zunächst axial zwischen Stempel und Auswerfer bzw. Gegenstempel (Zone 1) und danach radial in dem Bereich zwischen Zone 1 und der Pressbüchsenwand (Zone 2) gestaucht. Der zwischen Stempel und Pressbüchsenwand verdrängte Werkstoff wird als starr angesehen (Zone 3). In Zone 1 und Zone 2 treten keine Schubspannungen auf. Die Axialspannungen σ_z in Zone 1 und die Radialspannungen σ_r in Zone 2 bleiben über die Höhe des jeweiligen Querschnitts gleich.



b :	Bodendicke	μ :	mittlere Reibzahl für die Reibung in Zone 2
d_i :	Napf-Innendurchmesser	μ_1 :	Reibzahl für die Reibung an der Pressbüchse
s :	Napfwanddicke	μ_2 :	Reibzahl in der Unstetigkeitsfläche zwischen Zone 1 und 2
$z; r$:	Koordinate		
k_{f1} :	Fließspannung (Zone 1)		
k_{f2} :	Fließspannung (Zone 2)		
\bar{p}_{st} :	mittlere bezogene Stempelkraft		

Abb. 4.187 Spannungen beim Napf-Rückwärts-Fließpressen nach der Modellvorstellung vom doppelten Stauchvorgang (nach /Dip49/)

Der Rechengang nach /Dip49/ ist in der Literatur vielfach dargestellt und soll hier nicht wiederholt werden. Es werden wie beim Hohl-Vorwärts-Fließpressen nur Endergebnisse genannt.

Wird in Zone 2 ein Kräftegleichgewicht für ein Ringelement aufgestellt, so können die Spannungen σ_{z2} und σ_{r2} berechnet werden:

$$\sigma_{z2} = -\frac{2\mu \cdot k_{f2}}{s} \cdot (b - z), \quad (4.127)$$

$$\mu = \frac{1}{2}(\mu_1 + \mu_2). \quad (4.128)$$

Mit der Fließbedingung nach Tresca folgt:

$$\sigma_{r2} = \sigma_{z2} - k_{f2} = -k_{f2} \left[1 + \frac{2\mu}{s} \cdot (b - z) \right]. \quad (4.129)$$

Wird $z = b/2$ eingesetzt, erhält man die mittlere Spannung:

$$\sigma_{z2m} = -\mu \cdot k_{f2} \cdot \frac{b}{s}, \quad (4.130)$$

$$\sigma_{r2m} = -k_{f2} \cdot \left(1 + \mu \cdot \frac{b}{s} \right). \quad (4.131)$$

Für $r = d_i/2$ gilt: $\sigma_{r2m} = \sigma_{rl}$

Aus einer Kräftegleichgewichtsbetrachtung an einem Ringelement in Zone 1 lassen sich die Radialspannungen σ_{rl} und σ_{rlm} berechnen:

$$\sigma_{rl} = -\frac{2\mu_1 \cdot k_{fl}}{b} \cdot \left(\frac{d_i}{2} - r \right) + \sigma_{r2m}, \quad (4.132)$$

$$\sigma_{rlm} = -\frac{1}{3} \cdot \mu_1 \cdot k_{fl} \cdot \frac{d_i}{b} - k_{f2} \cdot \left(1 + \mu \cdot \frac{b}{s} \right). \quad (4.133)$$

Mit der Fließbedingung von Tresca ergibt sich die Axialspannung:

$$\sigma_{z1m} = \sigma_{rlm} - k_{fl} = -k_{fl} \cdot \left(1 + \frac{1}{3} \cdot \mu_1 \cdot \frac{d_i}{b} \right) - k_{f2} \cdot \left(1 + \mu \cdot \frac{b}{s} \right) \hat{=} \bar{p}_{St}. \quad (4.134)$$

Die Fließspannungen für die zugehörigen Umformgrade in Zone 1 und Zone 2 sind aus der Fließkurve des Werkstückwerkstoffes zu entnehmen. Das Verhältnis der Maximalwerte von radialer und axialer Normalspannung nimmt linear mit der relativen Querschnittsänderung ε_A zu /Sch68/. Rohteilabmessungen und Werkstoff haben dagegen keinen Einfluss auf die Spannung. Nach /Sch68/ wird der mittlere Umformgrad φ_m am besten durch die auf der Modellvorstellung von der Doppelstauchung beruhenden Beziehung entsprechend /Dip49/ angenähert:

$$\varphi_m = \frac{\varphi_1 \cdot V_1 + \varphi_2 \cdot V_2}{V_1 + V_2}. \quad (4.135)$$

φ_1, φ_2 : Hauptformänderungen

V_1, V_2 : Teilvolumina der beiden Stauchzonen (Abb. 4.187)

Aus der Volumenkonstanz, wenn am Anfang der Umformung $b = l_0$ ist, folgt:

$$\varphi_m = \varphi_1 \cdot \frac{d_i^2}{d_0^2} + \varphi_2 \cdot \frac{d_0^2 - d_i^2}{d_0^2}. \quad (4.136)$$

Für die Hauptformänderungen in den beiden Zonen gilt:

$$\varphi_1 = \ln \frac{l_0}{b}, \quad (4.137)$$

$$\varphi_2 = \varphi_1 \cdot \left(1 + \frac{d_i}{8s} \right). \quad (4.138)$$

Mit Hilfe der Beziehung für die axiale Stempelbeanspruchung lässt sich die gesamte Umformkraft für das Napf-Rückwärts-Fließpressen ableiten:

$$F_{\text{ges}} = A_{\text{St}} \cdot |\bar{p}_{\text{St}}| = \frac{\pi}{4} \cdot d_i^2 \cdot \left[k_{\text{f1}} \cdot \left(1 + \frac{1}{3} \cdot \mu_1 \cdot \frac{d_i}{b} \right) + k_{\text{f2}} \cdot \left(1 + \mu \cdot \frac{b}{s} \right) \right]. \quad (4.139)$$

A_{St} : Stempelfläche

\bar{p}_{St} : mittlere bezogene Stempelkraft

Die maximale Stempelkraft F_{ges} ist somit abhängig von:

- der Fließspannung des Werkstoffes k_f ,
- der relativen Querschnittsänderung ε_A sowie
- den Rohteilabmessungen d_0 und l_0/d_0 .

Die zum Auswerfen der gepressten Teile benötigten Kräfte betragen in der Regel 5 bis 10 % der maximalen Stempelkraft F_{max} , können aber in Ausnahmefällen (bei kleinen relativen Querschnittsänderungen ε_A , großen Napfbodendicken b , großem Verhältnis l_0/d_0) bis zu 25 % von F_{max} erreichen /Gei76/.

4.5.5 Verfahrensablauf beim Fließpressen

Der Verfahrensablauf beim Kaltfließpressen besteht aus einer Reihe von Prozessschritten, die in Abb. 4.188 und Abb. 4.189 dargestellt sind. Der Ablauf beginnt mit der Auswahl des Halbzeugs und der Aufbereitung zum Rohteil. Dem Umformvorgang vorgeschaltet ist in der Regel eine Wärme- und Oberflächenbehandlung des Rohteils. Das Umformen verläuft, je nach Bauteilgeometrie, in einer oder mehreren Stufen.

Anschließend an die Umformung wird das Bauteil einer spanenden Nachbearbeitung unterzogen oder je nach Fertigungsverfahren noch kalibriert.

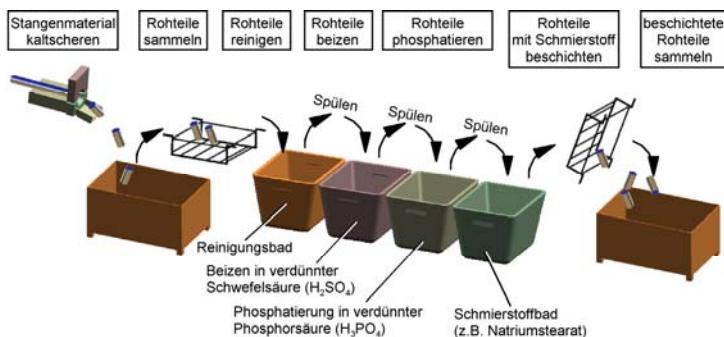


Abb. 4.188 Rohteilvorbereitung in der Kaltmassivumformung

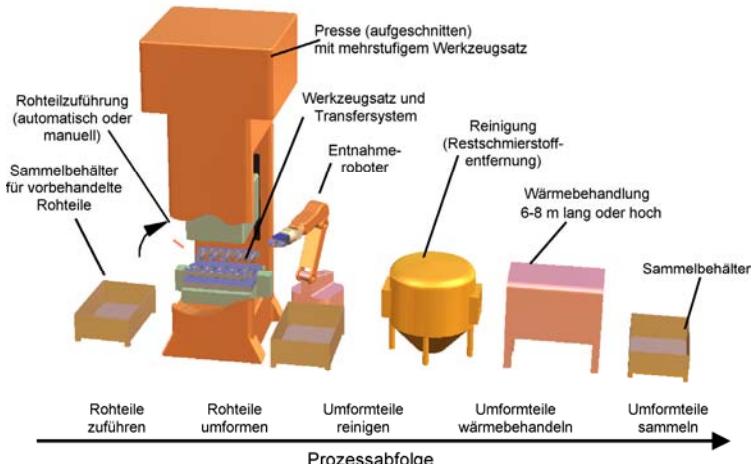


Abb. 4.189 Umform- und Nachbehandlungsprozess in der Kaltmassivumformung

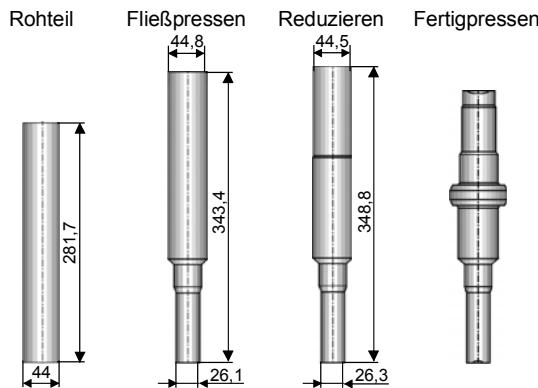


Abb. 4.190 Fertigungsfolge einer kaltfließgepressten Getriebewelle (Fa. Hirschvogel Umformtechnik GmbH)

In Abb. 4.190 ist beispielhaft die Fertigungsfolge einer kaltfließgepressten Getriebewelle dargestellt.

Ausgehend von einer Stange wird das Rohteil hergestellt. Anschließend wird es gegläht und die Oberfläche behandelt. Die Umformung verläuft in einem dreistufigen Umformprozess. Dem Voll-Vorwärts-Fließpressen in der ersten Stufe schließt sich das Reduzieren in der zweiten Stufe an. In der dritten Stufe (Fertigpressen) wird der Kopf gestaucht und der Schaft reduziert. Der spanenden Nachbearbeitung ist eine Wärmebehandlung vorgeschaltet.

4.5.5.1 Rohteilvorbereitung

Die Herstellung von Fließpressrohlingen erfolgt aus Stangenmaterial durch Scheren oder Sägen sowie aus Tafeln durch Ausschneiden (Stanzen). Hierfür werden die Verfahren des *Trennens* und *Zerteilens* nach DIN 8588 und DIN 8589 verwendet. Die wichtigsten Trennverfahren (s. Kap. 4.4.2.1) für die industrielle Massen-fertigung sind:

- Knüppelscheren und
- Sägen.

Um das Kaltumformen metallischer Werkstoffe zu erleichtern bzw. erst zu ermöglichen, wird das Halbzeug in einem weichen Zustand geliefert oder die Rohteile werden nach dem Trennen zur Erzielung eines weichen Gefügezustands gegläht.

Hierfür wird das *Glühen auf kugelige Karbide* (GKZ-Glühen, oder Weichglühen) angewendet. Dieses Gefüge stellt sich bei ausreichend langem Glühen unterhalb der Ac_1 -Temperatur unabhängig vom Ausgangsgefüge ein /Rie97/.

Die *Oberflächenvorbereitung* der Rohteile setzt sich aus folgenden Arbeitsschritten zusammen:

- Reinigen/Entfetten,

- Entzündern (Beizen in verdünnter Schwefelsäure oder mechanisch),
- Phosphatieren (Bondern/Schmiermittelträger aufbringen) und
- Schmieren.

Die Oberflächenvorbereitung läuft vollautomatisch in Tauchbädern ab, die auf Temperaturen bis 100 °C erwärmt sind, und dauert etwa 1,5 Stunden.

Reinigen und Entfetten erfolgt chemisch oder mechanisch. Die chemische Reinigung und Entfettung kann durch Tauchen oder Spritzen mit organischen Lösungsmitteln (Kohlenwasserstoffe, Waschbenzin) bzw. mit wasserlöslichen Reinigungsmitteln (Säuren, saure Salzlösungen, alkalische Lösungen) erfolgen. Zu den mechanischen Verfahren gehören Scheuern und Trommeln mit Kalk, Sand oder Stahlkies.

Entzündern kann ebenfalls chemisch oder mechanisch erfolgen. Das chemische Entzündern (*Beizen*) erfolgt durch Beizbäder mit Schwefelsäure und Salzsäure. Die Beizmittel bewirken ein Freiwerden von Wasserstoff am Grundmetall, wodurch sich die Oxidschichten lösen. Bei stärkeren Zunderschichten wird mechanisch z.B. durch Strahlen mit Stahlgussgranulat (Korndurchmesser 0,1 bis 2 mm) oder durch Trommeln in Behältern entzündert.

Phosphatieren (Bondern) schafft die Voraussetzungen für das folgende Auftragen von Schmierstoffschichten. Eingesetzt werden /Sie70, Mac65/:

- *Zinkphosphat* für un- und niedriglegierte Stähle (Dicke 5 bis 20 µm) sowie
- *Oxalatüberzüge* (Eisenoxalat $\text{Fe}(\text{COO})_2\text{H}_2\text{O}$) für hochlegierte Edelstähle (Dicke 5 bis 8 µm).

Bei der Umformung von Stahl werden folgende Schmierstoffe verwendet /Hol71, Wun75/:

- reaktive Seifen (Natriumstearat),
- Festschmierstoffe (MoS_2 und Graphit) oder
- Öle.

Neuere Entwicklungen zeigen, dass z.B. durch eine *Polymerbeschichtung* der Rohteile auf das Phosphatieren verzichtet werden kann.

4.5.5.2 Umformen

Beim Fließpressen wird je nach Bauteilgeometrie in einer oder mehreren Stufen umgeformt. Bei mehrstufigen Prozessen kann ein Zwischenglühen erforderlich werden, falls das Formänderungsvermögen des Werkstoffs erschöpft ist oder die Fließspannung durch Kaltverfestigung zu stark ansteigt. Durch die Einführung vollautomatisierter Pressen und Erhöhung des Reinheitsgrads der Werkstoffe kann heute oft auf das Zwischenglühen verzichtet werden.

Wird ein Zwischenglühen vorgenommen, ist eine erneute Oberflächenbehandlung erforderlich. Bei Verzicht auf das Zwischenglühen ist zusätzlich zur Beschichtung der Rohteile häufig eine Schmierung der Werkzeuge notwendig.

Die hohe Fließspannung und die Kaltverfestigung des Werkstoffs stellen hohe Anforderungen an die Werkzeuge und die eingesetzten Umformmaschinen. Diese werden in den folgenden Abschnitten beschrieben.

Werkzeugtechnik

Da die Werkzeugkosten einen erheblichen Anteil an den Herstellungskosten eines Fließpressteils ausmachen, ist es das Ziel, die einzelnen Elemente des Presswerkzeugs so auszulegen, dass eine höchstmögliche Standmenge erreicht wird. In Abb. 4.191 ist das Werkzeug für die in Abb. 4.190 dargestellte Getriebewelle abgebildet.

Die formgebenden Werkzeugelemente Pressstempel, Pressbüchse und Auswerfer sollen leicht und schnell auswechselbar sein.

Der *Pressstempel* ist durch eine hohe Axialkraft belastet. Bereits geringe Außermittigkeiten dieser Kraft bewirken hohe Biegespannungen.

Daher sollen die Pressstempel:

- so kurz wie möglich,
- genau geführt sein sowie
- keine großen und schroffen Querschnittsübergänge aufweisen.

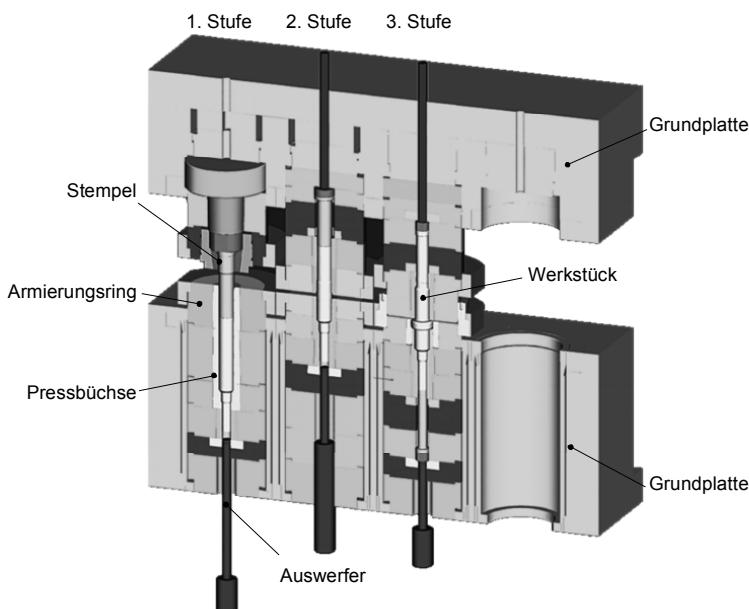


Abb. 4.191 Dreistufiges Werkzeugsystem für das Kaltfließpressen von Getriebewellen
(Fa. Hirschvogel Umformtechnik GmbH)



Abb. 4.192 Gestaltung von Pressstempeln

In Abb. 4.192 sind übliche Stempelausführungen für die jeweiligen Fließpressverfahren dargestellt. Bei der Stempelausführung muss die Steifigkeit (s. Kap. 5.6) des Werkzeug/Presse-Systems berücksichtigt werden. Die Stößelkippung kann zu frühzeitigem Ausfall des Stempels führen. Dieses kann z.B. durch einen schwimmenden Stempel oder durch eine kalottenförmige Ausführung des Stempels kompensiert werden.

Die gewöhnlichen Pressbüchsenausführungen für das *Voll-* und *Hohl-Vorwärts-Fließpressen* sind in Abb. 4.193 dargestellt.

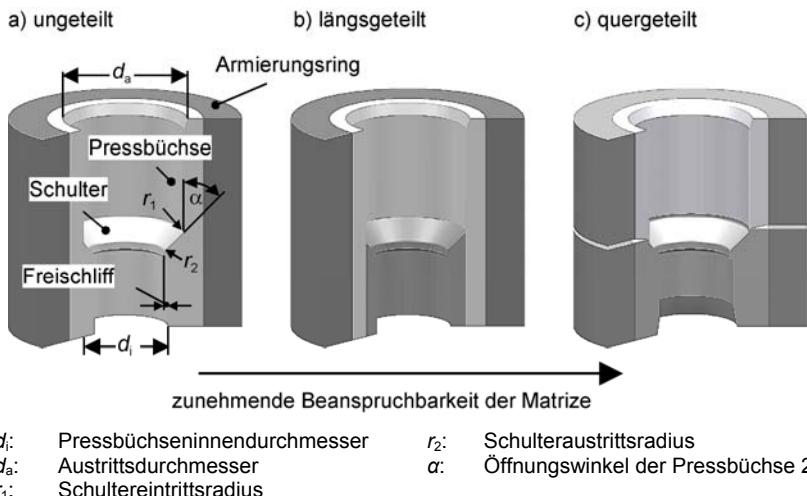


Abb. 4.193 Pressbüchsenausführungen für das Voll- und Hohl-Vorwärts-Fließpressen

Ungeteilte Fließpressbüchsen werden für Umformgrade bis $\varphi_{\max} \approx 0,8\text{--}1,0$ für übliche Stähle bevorzugt. Längs geteilte Ausführungen werden bei Öffnungswinkel der Pressbüchse $2\alpha < 90^\circ$ eingesetzt. Bei sehr großen Umformkräften (Umformgrad $\varphi_{\max} > 1,0$) wird durch eine quer geteilte Ausführung einem Bruch der Fließpressbüchse vorgebeugt. Die Teilung der Fließpressbüchse erfolgt dabei in der Regel an der Stelle der höchsten Belastung.

Mögliche Ausführungsformen von Pressbüchsen für das *Napf-Rückwärts-Fließpressen* werden in Abb. 4.194 gezeigt. Die Ausführung a wird für dünnwandige Teile aus Nichteisenmetallen mit niedriger Fließspannung verwendet. Für das Napf-Fließpressen von Stählen werden die Ausführungen b und c eingesetzt, wobei bei sehr großen Umformkräften die quer geteilte Ausführung vorgezogen wird.

Die Anzahl der Armierungsringe richtet sich nach:

- dem herrschenden Innendruck in der Pressbüchse (Tab. 4.16),
- dem verwendeten Werkzeugwerkstoff und
- dem zur Verfügung stehenden Einbauraum.

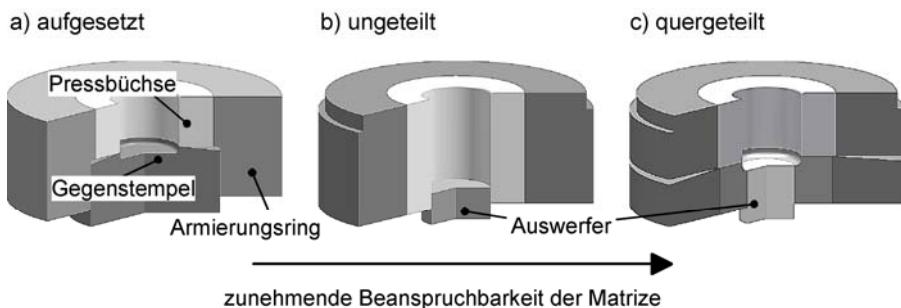


Abb. 4.194 Gestaltung von Pressbüchsen zum Napf-Rückwärts-Fließpressen

Tabelle 4.16 Erhöhung des zulässigen Innendrucks sowie der zulässigen Vergleichsspannungen bei einfach oder zweifach armierten Fließpressbüchsen /VDI3176/

Kenngroße	Pressbüchse ohne Armierung	Einfacher Armierungsverband	Doppelter Armierungsverband
$Q_{\text{ges}} = d/d_a$	0,2	0,2	0,2
$Q_1 = d/d_1$	0,2	0,44	0,56
$Q_2 = d/d_2$	-	0,45	0,58
$Q_3 = d_2/d_a$	-	-	0,61
$\sigma_{v1 \text{zul}} [\text{N/mm}^2]$	1500	1500	1500
$\sigma_{v2 \text{zul}} [\text{N/mm}^2]$	-	1400	1400
$\sigma_{v3 \text{zul}} [\text{N/mm}^2]$	-	-	1300
$p_{izul} [\text{N/mm}^2]$	720	1390	2010

$\sigma_{v1 \text{zul}}$: zulässige Vergleichsspannung am Innenrand der Pressbüchse

$\sigma_{v2 \text{zul}}$: zulässige Vergleichsspannung am Innenrand der ersten Armierung

$\sigma_{v3 \text{zul}}$: zulässige Vergleichsspannung am Innenrand der zweiten Armierung

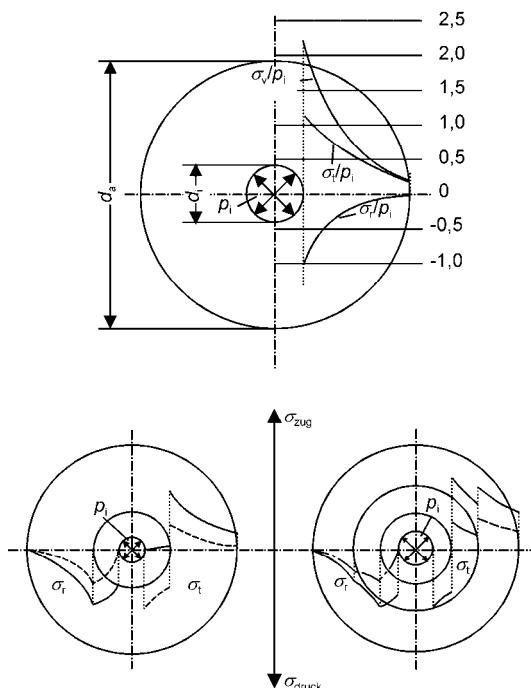


Abb. 4.195 Spannungsverteilung in einem Pressverband einer einfach armierten (links) und zweifach armierten (rechts) Pressbüchse /Icf82/

Tabelle 4.17 Richtwerte für die Beanspruchbarkeit und Dimensionierung von Armierungsverbänden /VDI3186/

Innendruck p_i [N/mm ²]	Zahl der Armierungsringe	Durchmesser- verhältnis d_a/d_i	Näherungsgleichung für Fugendurchmesser [mm]
bis 1000	0	4...5	-
1000...1600	1	4...6	$d_i \approx 0,9 \cdot (d_a \cdot d_i)^{0,5}$
1600...2000	2	4...6	$d_i : d_1 : d_2 : d_a \approx (1,6 \dots 1,8) : (2,5 \dots 3,2) : (4 \dots 6)$

Richtwerte für die Auslegung von Armierungsverbänden sind in Tab. 4.17 dargestellt. Für die Auslegung radial vorgespannter Pressverbände werden zumeist Verfahren verwendet, die sich auf die LAMEschens Gleichungen stützen /Fri59, Adl67/. Die einzelnen Armierungsringe werden als dickwandige Hohlzylinder unendlicher Länge betrachtet, die unter konstanter Innendruckbelastung über die ganze Länge stehen. Diese Berechnungsverfahren sind in Form von Auslegungsnomogrammen in der VDI-Richtlinie 3176 /VDI3176/ aufbereitet.

Armierungsringe können zylindrisch oder kegelig ausgeführt werden (Abb. 4.196). Zylindrische Fugen sind im Regelfall nur bis zu solchen Übermaßen anzuwenden, die sich durch Warmfügen erreichen lassen. Sonst besteht die Gefahr, dass infolge des Ein- und Auspressens Aufschweißungen entstehen, die eine Wiederverwendung nur nach aufwendiger Nachbearbeitung ermöglichen. Der Fügevorgang erfolgt durch thermisches Einschrumpfen oder Einpressen bei Raumtemperatur. Das Armieren von Pressbüchsen mit mehreren Armierungsringen erfolgt von außen nach innen, d.h. es wird in den Außenring der nächstfolgende Innenring gefügt und zuletzt die Pressbüchse.

Die Berechnung der benötigten Temperaturerhöhung erfolgt nach:

$$\Delta T = \frac{Z + S}{d_F \cdot \alpha}. \quad (4.140)$$

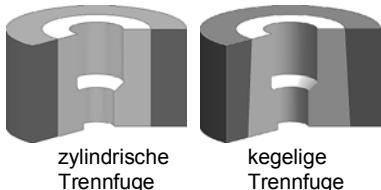
α : thermischer Ausdehnungskoeffizient (Stahl: $\alpha \approx 12,5 \cdot 10^{-6}$ mm/mmK)

Z : Armierungsübermaß

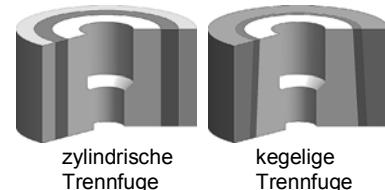
S : gewünschtes Einführungsspiel

d_F : Fugendurchmesser

a) einfache Armierung



b) zweifache Armierung

**Abb. 4.196** Ausführungsbeispiele für Pressverbände /VDI3176/

Höhen-/Durchmesser-verhältnis h/d_1	Kegelwinkel $\alpha/2$
< 0,5	5°
0,5 bis 0,8	2° bis 3°
> 0,8	0,5° bis 1°

 d_1 : bei $h/2$ h_M : Pressbüchsenhöhe $\alpha/2$: halber Kegelwinkel**Abb. 4.197** Richtwerte für den halben Kegelwinkel /VDI3176/

Bei der kegeligen Ausführung kann die Vorspannung sehr genau über das Einpressmaß bestimmt werden. Der Nachteil dieser Ausführung liegt in der aufwendigen Fertigung. Mit abnehmender Pressbüchsenlänge müssen zur Übertragung der Ausstoßkräfte größere Kegelwinkel gewählt werden. Als Kegelwinkel werden die in Abb. 4.197 angegebenen Werte empfohlen.

Umformmaschinen zum Fließpressen

Zum Fließpressen werden sowohl hydraulische (kraftgebundene) als auch mechanische (weggebundene) Pressen (Kurbel-, Kniehebel-, Gelenkpressen) eingesetzt.

Hydraulische Pressen sind aufgrund der niedrigen Umformgeschwindigkeit und der Möglichkeit, die Nennkraft über den gesamten Umformweg zu liefern, besonders für lange Bauteile und Bauteile mit Verzahnungen geeignet. Aufgrund der längeren Taktzeiten werden diese für Klein- und Mittelserien eingesetzt. Mechanische Pressen finden hingegen Anwendung in der Großserie.

Nachfolgende Anforderungen werden an Pressen für das Fließpressen gestellt:

- die maximale Umformkraft muss bereits zu Beginn der Umformung verfügbar sein,
- es wird eine hohe Ausstoßkraft benötigt,
- die Stößelauftrittgeschwindigkeit sollte möglichst gering sein,
- eine hohe Steifigkeit ist erforderlich,
- eine lange und spielarme Stößelführung ist vorteilhaft und
- eine möglichst mittige Belastung wird angestrebt.

4.5.5.3 Nachbehandlung

Nach der Kaltumformung werden die Bauteile in der Regel einer Wärmebehandlung unterzogen. Das Ziel ist die Reduzierung der umformungsbedingten Eigenspannungen im Bauteil. Hierzu dient das *Spannungsarmglühen*. Dabei wird bei höheren Temperaturen die Fließspannung reduziert und durch mikroplastische Fließvorgänge ein Spannungsabbau erreicht, ohne eine Gefügeumwandlung herbeizuführen.

Die Glühtemperatur sollte so gewählt werden, dass sie über der höchsten Gebrauchstemperatur, aber unter der Temperatur, bei der Eigenschaftsänderungen eintreten, liegt. Die Glühtemperatur liegt werkstoffabhängig zwischen 500 und 600 °C.

4.5.6 Verfahrenstypische Eigenschaften des Kaltfließpressens

Das Kaltfließpressen von metallischen Werkstoffen wird zur Fertigung von Werkstücken mit Massen von wenigen Gramm bis hin zu 30 kg eingesetzt. Die Hauptabnehmer sind die Automobilindustrie sowie deren Zulieferer.

Das Kaltfließpressen bietet folgende Vorteile:

- optimale Werkstoffausnutzung bei hohen Mengenleistungen,
- hohe, in der Massenfertigung reproduzierbare Maß- und Formgenauigkeit,
- sehr gute Oberflächenqualität,
- Festigkeitszunahme aufgrund der Kaltverfestigung,
- beanspruchungsgerechter ununterbrochener Faserverlauf und
- deutlich größere Werkzeugstandmenge als beim Gesenkschmieden.

Diesen Vorteilen stehen folgende Nachteile entgegen:

- aufwendige Rohteilvorbereitung (Reinigen, Phosphatieren, Schmieren),
- bei Bedarf Zwischenglühen komplexer Bauteile mit mehreren Umformstufen,
- sehr hohe Umformkräfte im Vergleich zur Warmmassivumformung sowie
- hohe Werkzeugkosten (Armierung, hochvergütbare Werkzeugwerkstoffe).

Daher ist das Kaltfließpressen weitgehend auf die Herstellung großer Stückzahlen beschränkt.

4.6 Strangpressen

Nach /DIN8583/ zählt das Strangpressen, ebenso wie das Fließpressen, zu den Verfahren des Durchdrückens. Strangpressen ist ein Druckumformverfahren mit reinen Druckkräften in allen drei Belastungsrichtungen /Bau01/.

Die Umformmechanismen des Strangpressens und des Fließpressens sind zwar sehr ähnlich, die Verfahren unterscheiden sich jedoch sowohl in Bezug auf Werkzeuge und Maschinen als auch in Bezug auf die Erzeugnisse.

Während durch Fließpressen einzelne Werkstücke hergestellt werden, wird das Strangpressen vornehmlich zur Herstellung von Voll- und Hohlsträngen (Stangen, Rohre, Profile usw.) angewendet.

Verfahrensmerkmale (s. Abb. 4.198)

- Ein aufgeheizter Block wird in der Presskammer durch einen Pressstempel mit einer Presskraft F beaufschlagt.
- Der Werkstoff fließt als Strang mit einer konstanten Geschwindigkeit v aus der Matrizenöffnung.
- Das Verfahren ist geeignet zur Herstellung von Halbzeugen bis 20 m Länge (Aluminiumprofile werden häufig als Vorformen für das Gesenkschmieden verwendet).
- Auch hinterschnittene Querschnitte und Hohlprofile sind herstellbar.
- Wenn der Pressstempeldurchmesser kleiner als der Presszylinderdurchmesser ist, kann mit einer Schale gepresst werden.
- Beim Pressen mit einer Schale ist keine Schmierung des Blocks notwendig.

Während des Strangpressens herrscht im Block ein Druckspannungszustand. Die Rissbildungsgefahr ist deshalb nur gering /Bau01/.

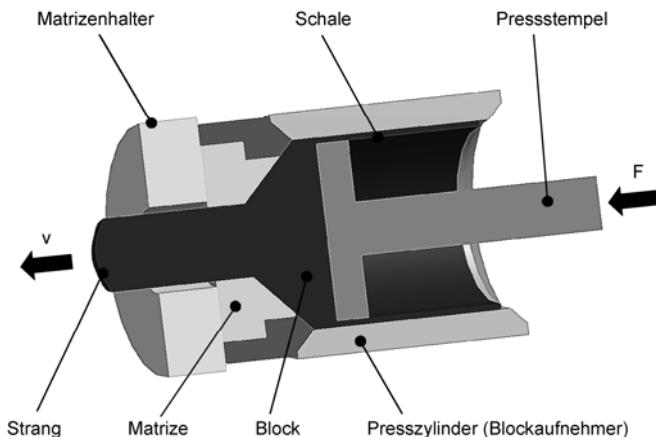


Abb. 4.198 Prinzip des Strangpressens (hier: Voll-Vorwärts-Strangpressen mit Schale)

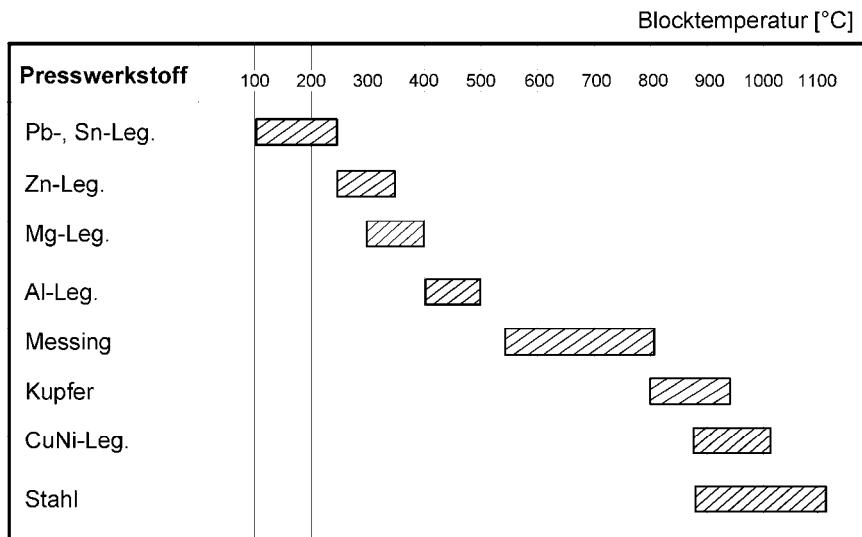


Abb. 4.199 Strangpresswerkstoffe mit den Bereichen üblicher Verarbeitungstemperaturen (nach /Fri98/)

Werkstoffe für das Strangpressen

Für das Strangpressen eignen sich besonders die Werkstoffe Aluminium, Kupfer, Zink, Zinn und Blei. Nur eingeschränkt geeignet ist Stahl (Verwendung des Ugine-Séjournet-Versfahrens) /Sch92/.

In Abb. 4.199 wird ein Überblick über gängige Strangpresswerkstoffe mit den üblichen Verarbeitungstemperaturen gegeben.

4.6.1 Strangpressprofile – Auswahl herstellbarer Formen

In Abb. 4.200 ist ein Überblick über prinzipiell mögliche Profilformen für das Strangpressen dargestellt. Die Grundformen hierbei sind:

- runde und eckige Vollprofile,
- offene und geschlossene Hohlprofile,
- symmetrische und unsymmetrische Winkelprofile und
- komplexe Profile.

Im Gegensatz zu den Walzverfahren lassen sich mittels der Strangpresstechnik auch hintschnittene Profile herstellen /Koe92/.

Zur Vertiefung spezieller Aspekte des Strangpressens, insbesondere der einzelnen Unterverfahren sowie deren Anwendung, Pressfehler, Konstruktionsrichtlinien für Presswerkzeuge usw. sei auf weiterführende Literatur verwiesen.

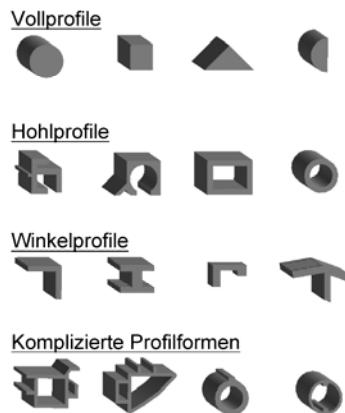


Abb. 4.200 Auswahl möglicher Profilformen beim Strangpressen (nach /Fri98/)

Weiterführende Literatur

- Aluminium Taschenbuch Band 2: „UMFORMEN VON ALUMINIUM WERKSTOFFEN, GIEBEN VON ALUMINIUMTEILEN, OBERFLÄCHENBEHANDLUNG VON ALUMINIUM, RECYCLING UND ÖKONOMIE“, Herausgeber: Aluminium Zentrale Düsseldorf, 1. Auflage 1999
- Müller, K. et al.: „GRUNDLAGEN DES STRANGPRESSENS“, Expert Verlag, Renningen-Malmsheim, 1995
- Höpken, H.: „WERKZEUGE FÜR DAS STRANGPRESSEN VON STAHL, BUNTMETALL UND LEICHTMETALL UNTER BERÜCKSICHTIGUNG DER GEEIGNETEN STAHLWAHL UND KONSTRUKTIVER BESONDERHEITEN“, Technischer Bericht 19/61, Stahlwerke Südwestfalen AG, Geisweid, 1961
- N.N.: „ALUMINUM AUTOMOTIVE EXTRUSION MANUAL“, The Aluminum Association Inc., Publication AT6, Washington DC, 1998
- Saha, P.K.: “ALUMINUM EXTRUSION TECHNOLOGY”, ASM International, Materials Park, Ohio 44073-0002, First Printing, 2000
- Thomma, T.: “ANALYSE UND WERKZEUGE ZUR UNTERSTÜTZUNG DES KONSTRUKTIONSPROZESSES VON STRANGPRESSWERKZEUGEN”, Fortschritt-Berichte Reihe 20, Nr. 236, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1996
- Mertens, H.P.: „UNTERRUCHUNGEN ZUM THIXOSTRANGPRESSEN VON SCHWER PRESSBAREN ALUMINIUMNETLEGIERUNGEN“, Umformtechnische Schriften, Band 89, Shaker Verlag, Aachen, 1999
- Séjournet, J.; Delcrois, J.: „Lubrication Engineering“, Vol. II, pp. 382–389, 1955
- Séjournet, J.: “Friction and Lubrication in Metal Processing”, pp. 163–184, ASME, New York, 1966
- Kopp, R.; Wiegeles, H.: „ZUR BERECHNUNG DES KRAFT- UND ARBEITSBEDARFES BEIM STRANGPRESSEN“, Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen, Nr. 2574, Westdeutscher Verlag, Opladen, 1976
- Laue, K.; Stenger, H.: „STRANGPRESSEN: VERFAHREN – MASCHINEN – WERKZEUGE“, Aluminium Verlag, Düsseldorf, 1976
- Sheppard, T.: „EXTRUSION OF ALUMINUM ALLOYS“, Kóuwer Academic Publishers, Dordrecht – Boston – London, 1999
- Kopp, R.; Wiegeles, H.: „EINFÜHRUNG IN DIE UMFORMTECHNIK“, 2. Auflage, Verlag Mainz, Aachen, 1999

4.7 Massivumformung von Leichtmetallen

4.7.1 Schmieden von Aluminiumlegierungen

Aluminium ist im Vergleich zum Eisen ein noch sehr junges Gebrauchsmetall. Es ist nach Sauerstoff und Silizium, mit einem Anteil von ca. 8,1%, das dritthäufigste Element der Erdrinde (Tabelle 4.18).

4.7.1.1 Werkstoffeigenschaften

Aluminium zählt aufgrund seiner geringen Dichte von ca. 2,7 g/cm³ (Tabelle 4.19) zu den Leichtmetallen.

Es befindet sich damit gegenüber Stahl als Leichtbauwerkstoff im Wettbewerb mit anderen Leichtmetallen wie Magnesium und Titan, aber auch mit Nichtmetallen wie Kunststoffen, die je nach Werkstoffkomposition eine unterschiedliche Dichte aufweisen /Pot97/.

Zur Herstellung von einer Tonne Primäraluminium werden etwa vier bis fünf Tonnen Bauxiterz benötigt, die unter Aufwendung thermischer Energie von rund 20 GJ in der ersten Prozessstufe zu ca. zwei Tonnen Aluminiumoxid (Al_2O_3) verarbeitet werden.

Diese Menge Aluminiumoxid wird in der zweiten Prozessstufe (Reduktion des Oxids zu metallischem Aluminium) bei Einsatz elektrischer Energie von etwa 54 GJ zu einer Tonne Primäraluminium reduziert. Die Erzeugung von Primäraluminium ist demzufolge ein sehr energieintensiver Prozess.

Tabelle 4.18 Prozentualer Gewichtsanteil ausgewählter Elemente in der Erdrinde /Ost98/

Element	Anteil [Gew.-%]
Aluminium (Al)	8,07
Eisen (Fe)	5,06
Magnesium (Mg)	2,07
Titan (Ti)	0,62

Tabelle 4.19 Dichten verschiedener Elemente /Mer00/

Element	Dichte ρ [g/cm ³]
Aluminium (Al)	2,7
Eisen (Fe)	7,87
Magnesium (Mg)	1,74
Titan (Ti)	4,5
Kunststoffe	0,9 bis 1,8

Da der Energieaufwand zur Erzeugung von Sekundäraluminium im Vergleich zur Herstellung von Primäraluminium nur etwa 5 % beträgt, ist die Aufarbeitung von Alt- und Abfallmaterial wirtschaftlich sehr bedeutungsvoll. Neben der Energieeinsparung bietet der Werkstoff Aluminium den Vorteil, dass Primär- und Sekundäraluminium qualitativ gleichwertig sind.

Derzeit decken die Sekundärlegierungen weltweit etwa 30 % des Gesamtbedarfs an Aluminium /Kam98, Ost98/. Typische physikalische Eigenschaften von Reinaluminium (Al99,5) sind in Tabelle 4.20 zusammengestellt.

Neben der sehr guten Recyclingfähigkeit zeichnen sich Aluminiumwerkstoffe vor allem durch folgende Eigenschaften aus:

- hohe gewichtsspezifische Festigkeit R_m/ρ für Strukturauteile (z.B. 175 MPa/(g/cm³) bei der Al-Legierung AlZn5Mg3Cu T6 im Vergleich zu Stahl S460M (1.8827) mit 92 MPa/(g/cm³)),
- hohe thermische und elektrische Leitfähigkeit sowie
- gute Korrosionsbeständigkeit.

Hinsichtlich der Formgebungsverfahren wird unterschieden in:

- Aluminiumgusslegierungen und
- Aluminiumknetlegierungen.

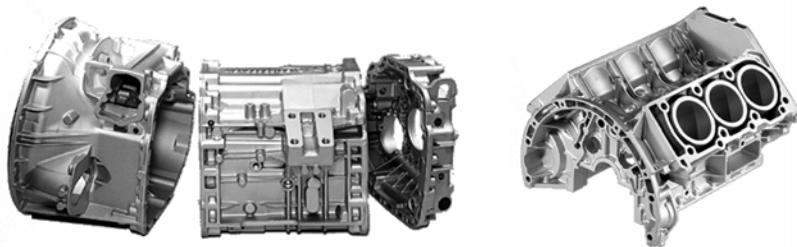
Aluminiumgusslegierungen zeichnen sich durch eine gute Vergießbarkeit aus. Wie bei Stahl treten am Gussbauteil auch bei Aluminium Poren auf, wodurch die Bauteilfestigkeit reduziert wird. Eine Alternative zur Vermeidung dieses Nachteils ist der Druckguss (Abb. 4.201).

Für *Aluminiumknetlegierungen*, die ihre Endform durch Walzen, Strangpressen oder Schmieden erhalten, sind u.a. folgende Merkmale kennzeichnend /Alt98/:

- Ausbildung einer Verformungstextur (Faserverlauf),
- Ausbildung einer geschlossenen Kornstruktur und
- Schließen der Poren durch Umformen.

Tabelle 4.20 Physikalische Eigenschaften von Reinaluminium Al99,5 (nach /Kam98, Ost98/) im Vergleich zu Eisen /Mer00/

Eigenschaft	Einheit	Al	Fe
Aufbau der Elementarzelle	–	kfz	krz, kfz
Dichte ρ	g/cm ³	2,7	7,87
Schmelztemperatur T_s	°C	660	1536
Siedetemperatur T_v	°C	2500	3200
E-Modul E	N/mm ²	66.600	206.000
Zugfestigkeit R_m	N/mm ²	40...117	196...245
Wärmeleitfähigkeit λ	W/(m·K)	229	73
Spezifische Wärmekapazität c_p	J/(kg·K)	899	452
Wärmeausdehnungskoeffizient α	10 ⁻⁶ 1/K	23,5	12,1...25
Querkontraktionszahl ν	–	0,33	0,28
Elektrische Leitfähigkeit κ	m/(Ω·mm ²)	37,6	10,5



Getriebegehäuse
Al Si9Cu3(Fe)
Gewicht: 37,5 kg (Mittelteil)

Pkw-Kurbelgehäuse (Motorblock)
Al Si9Cu3(Fe)
Gewicht: 23 kg

Abb. 4.201 Getriebe- und Kurbelgehäuse aus Aluminiumdruckguss (Fa. Honsel GmbH & Co. KG)

Aus den Elementen des Periodensystems, die in Aluminium im festen Zustand gut lösbar sind ($> 1\%$) /Kam98/, ist eine begrenzte Anzahl von Aluminiumknetlegierungen entstanden, die im internationalen Legierungsregister der Aluminum Association sowie darauf basierend in der Euro-Norm DIN-EN 573-3 in acht Gruppen eingeteilt sind (Tabelle 4.21). Grundsätzlich lassen sich die Aluminiumknetlegierungen wie folgt einteilen:

- nicht aushärtbare oder „naturharte“ Aluminiumknetlegierungen und
- aushärtbare Aluminiumknetlegierungen.

Nicht aushärtbare oder „naturharte“ Aluminiumknetlegierungen enthalten Magnesium und/oder Mangan als Hauptlegierungselemente. Die AlMn-Legierungen bilden eine feine Verteilung intermetallischer Phasen, die zu einem Anstieg der Festigkeit auf Werte von $R_m = 100\text{--}200 \text{ N/mm}^2$ führen.

Tabelle 4.21 Einteilung der Aluminiumknetlegierungen nach dem internationalen Legierungsregister der Aluminum Association und der Euro-Norm DIN-EN 573-3 (nach /Huf91, DIN573/)

AA 1XXX	Reinst- und Reinaluminium-Knetlegierungen
AA 2XXX	Al Cu(Li)- und Al CuMg(Li)-Knetlegierungen
AA 3XXX	Al Mn- und Al MnMg-Knetlegierungen
AA 4XXX	Al Si-Knetlegierungen
AA 5XXX	Al Mg- und Al MgMn-Knetlegierungen
AA 6XXX	Al MgSi- und Al SiMg-Knetlegierungen
AA 7XXX	Al ZnMg- und Al ZnMgCu-Knetlegierungen
AA 8XXX	Al-Knetlegierungen mit sonstigen Hauptbestandteilen

Mit gelösten Mg-Atomen allein oder in Kombination mit Mn ist eine weitere

Erhöhung der Festigkeitswerte realisierbar. Maximale Festigkeitswerte sind durch eine Kaltumformung zu erreichen, wobei die Bruchdehnung auf 2–5 % absinkt. Eingesetzt werden diese naturharten Legierungen, wenn gegenüber Reinaluminium eine höhere Festigkeit bei gleichzeitig guter Korrosionsbeständigkeit gefordert wird /Alt98/.

Aushärtbare Aluminiumknetlegierungen enthalten Legierungselemente, die bei erhöhter Temperatur (Lösungsglühtemperatur) in Lösung gebracht werden und deren Löslichkeit mit sinkender Temperatur abnimmt. Wegen dieser, in einer entsprechenden Wärmebehandlung erzielten, Aushärtung verfügen die aushärtbaren gegenüber den nicht aushärtbaren Aluminiumlegierungen über höhere Festigkeiten bei vergleichsweise hoher Duktilität (**Abb. 4.202**).

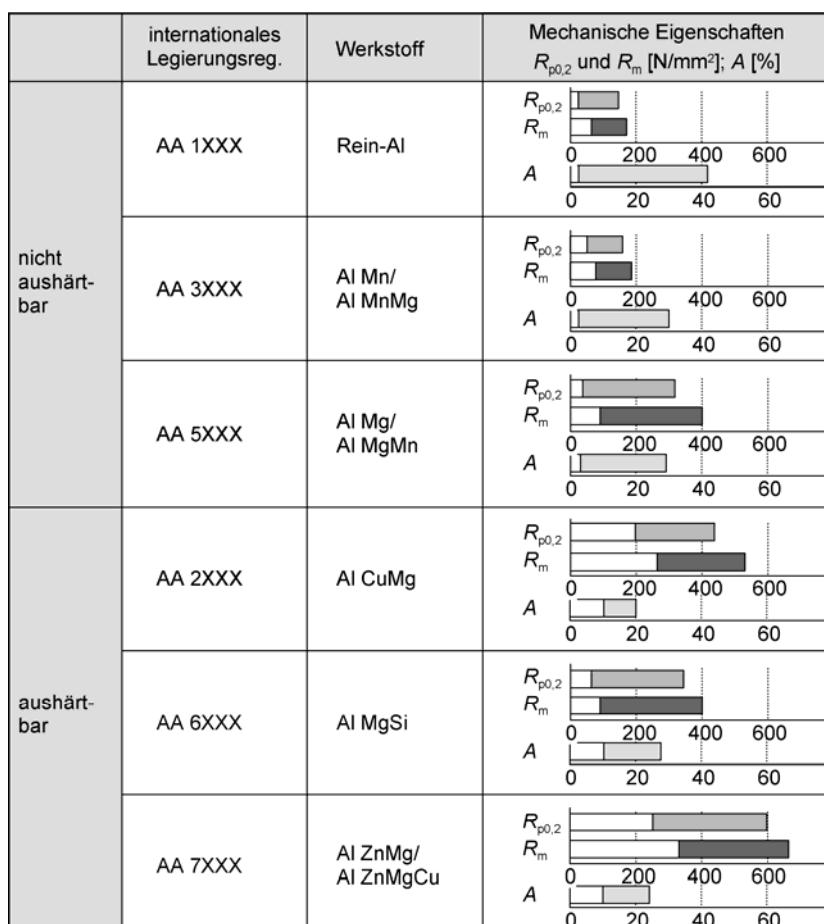


Abb. 4.202 Mechanische Eigenschaften von Aluminiumknetlegierungen (nach /DIN586/)



Abb. 4.203 Schmiedeteile aus Aluminiumknetlegierungen (6082 T6 und 6110 A T6), Gewicht 125–660 g (Fa. Otto Fuchs KG)

4.7.1.2 Verfahrensablauf beim Schmieden von Aluminiumbauteilen

Gesenkschmiedeteile aus Aluminiumknetlegierungen kommen vor allem in solchen Anwendungsfällen zum Einsatz, bei denen ein Höchstmaß an Sicherheit gegen Versagen durch Missbrauch, Stoßbelastung oder schwingende Belastung gewährleistet sein muss. Im Automobilsektor zählen hierzu Fahrwerks-, Lenkungs- und Bremsteile (Abb. 4.203).

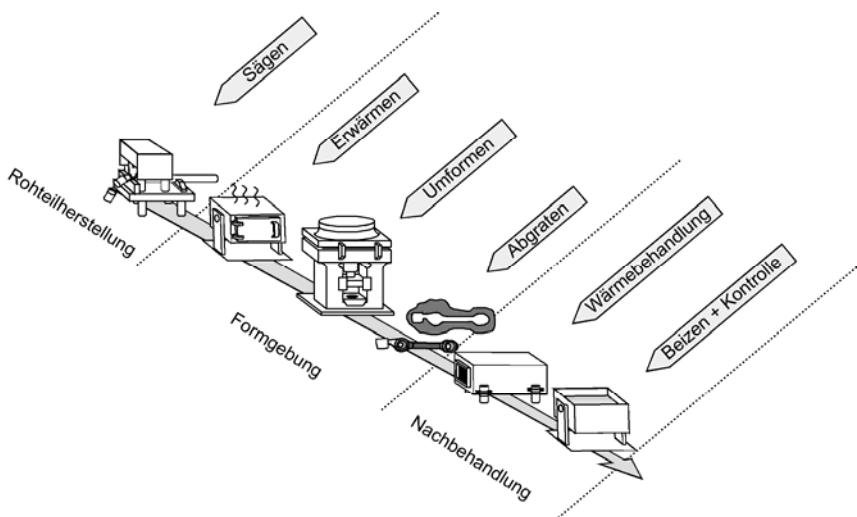


Abb. 4.204 Prozesskette beim Schmieden von Aluminiumknetlegierungen /Pol98/

Die Anfänge des Gesenkschmiedens von Aluminium reichen in die frühen Jahre des 20. Jahrhunderts zurück. Beginnend mit dem Schmieden von Propellerrädern wurden Gesenkschmiedestücke aus Aluminiumknetlegierungen zunächst für den Flugzeugbau hergestellt /Mey79/. Der anhaltende Trend zur Gewichtsreduzierung von angetriebenen Massen, vor allem im Fahrzeugbau, hat zu einer starken Erweiterung des Einsatzbereichs von Schmiedeteilen aus Aluminiumknetlegierungen geführt /Cle92, Low94, Nis94/.

Die Prozesskette "Schmieden von Aluminiumknetlegierungen" gliedert sich entsprechend des in Abb. 4.204 gezeigten Ablaufs in die drei übergeordneten Abschnitte:

- Rohteilherstellung (Sägen),
- Formgebung (Erwärmen, Umformen, Entgraten) und
- Nachbehandlung (Wärmebehandlung, Beizen).

Ausgangsmaterial und Rohteilherstellung

Als Ausgangsmaterial zum Gesenkschmieden von Aluminium werden üblicherweise die folgenden Halbzeuge eingesetzt:

- vorwiegend stranggepresstes Halbzeug,
- für großflächige Teile auch gewalztes Halbzeug,
- für kleine Schmiedestücke, die in großen Serien gefertigt werden, Abschnitte aus stranggepressten Profilen und
- Strangguss für die Herstellung schwerer und kompakter Teile, wobei eine hinreichende Durchknetung des Werkstoffs zum Verschweißen der Poren und Fehlstellen gewährleistet sein muss /Mey79, Sch89/.

Die Schmiederohteile selbst werden zum überwiegenden Teil durch Sägen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten vom Halbzeug abgelängt. Scherschneidverfahren, wie sie bei der Herstellung von Rohtenilen für das Stahlschmieden zum Einsatz kommen (vgl. Kap. 4.4.2.1), werden aufgrund der hohen Duktilität des Aluminiums zurzeit nicht eingesetzt.

Umformtemperaturen

Die im Zugversuch ermittelte Bruchdehnung A zeigt, dass das Formänderungsvermögen von Aluminiumwerkstoffen in einem Temperaturbereich zwischen ca. 300 und 450 °C mit steigender Temperatur teilweise stark zunimmt (Abb. 4.205).

Der Anstieg der Bruchdehnung fällt hierbei mit dem Beginn der Rekristallisation zusammen. Nach Überschreiten der jeweiligen Maxima fallen die Werte für die Bruchdehnung mit einsetzendem Kornwachstum langsam und mit dem Beginn der Korngrenzenanschmelzungen steil ab.

Es ergibt sich daraus für praxisübliche Umformtemperaturen ein Temperaturbereich zwischen Rekristallisations- und Lösungsglühtemperatur. Je nach eingesetzter Aluminiumlegierung ist der Schmiedetemperaturbereich mehr oder weniger weit gefasst (Abb. 4.206).

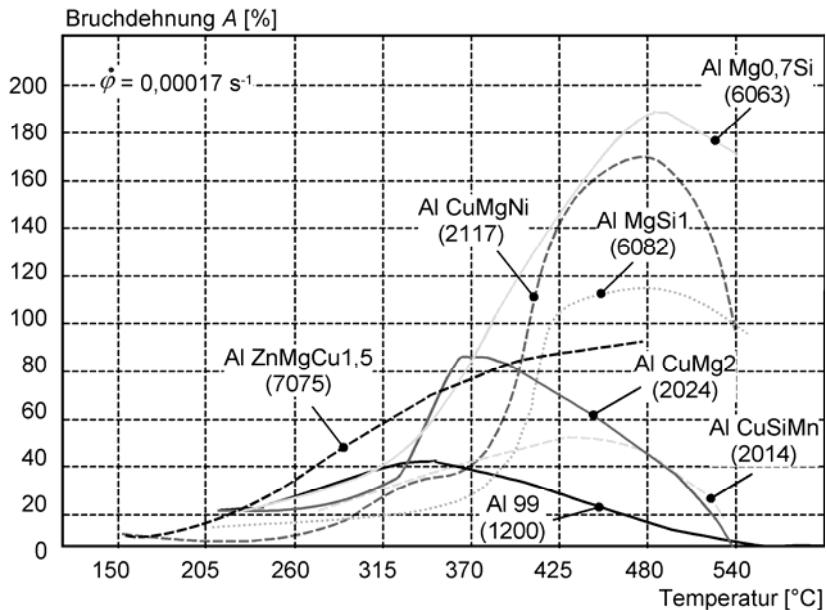


Abb. 4.205 Im Zugversuch ermitteltes Formänderungsvermögen verschiedener Aluminiumknetlegierungen am Beispiel der Bruchdehnung A (nach /For66/)

Werkstoff	internat. Leg-reg.	Schmiedetemperatur in °C						
		300	350	400	450	500	550	600
Al99	1100		300 - 400					
AlMgSi1	6082				400 - 550			
AlMg4,5Mn	5083			400 - 450				
AlCuSiMn	2014				450			
AlCuMg2	2024			400 - 450				
AlZn4,5Mg1	7020			350 - 550				
AlZnMgCu1,5	7075		300 - 450					
AlZnMgCu0,5	7079			400 - 450				

Abb. 4.206 Zulässige Schmiedetemperaturen verschiedener Aluminiumlegierungen (nach /Kam98, Wes91/)

Während der Umformung sind die folgenden Punkte zu beachten:

- Auch durch die zusätzliche Temperaturzunahme im Werkstück während der Umformung darf an keiner Stelle die maximal zulässige Schmiedetemperatur überschritten werden /Sch86/.
- Umformtemperaturen dicht unterhalb der Solidustemperatur (vgl. Abb. 4.209) führen in Verbindung mit lokal unterschiedlichen Umformgraden zu einer ungünstigen Werkstückoberflächentopographie bzw. Faltenbildung /Mey79/.
- Zu niedrige Umformtemperaturen reduzieren das Umformvermögen des Werkstoffs. Das spiegelt sich in einer deutlich erhöhten Fließspannung, unter Umständen nicht vollständig ausgeformten Werkzeuggravuren, einer möglichen Rissbildung auf der Werkstückoberfläche sowie einem Anstieg der Umformkraft und damit der Gesenkbelastung wider /Wes91/.

4.7.1.3 Werkzeug- und Verfahrenstechnologien

Beim Schmieden von Aluminiumwerkstücken wird heute fast ausschließlich das Schmieden mit Grat durchgeführt, wobei eine optimierte, gratarme, mehrstufige Umformung, wie sie heute beim Stahlschmieden realisiert wird, nur selten zum Einsatz kommt /Fuh91, Fir93/. Wegen der gegenüber Stahlwerkstoffen um den Faktor 3 bis 4 höheren thermischen Leitfähigkeit ist vor allem die thermische Prozessführung bei mehrstufiger Umformung erschwert. Darum entfällt beim Aluminiumschmieden in der Regel eine Querschnittsvorbildung des Rohteils /Mey79/.

Werkzeugtemperaturen

Die Werkzeugtemperatur hat einen wesentlichen Einfluss auf das Umform- und damit auf das Gravurfüllungsverhalten beim Schmieden von Aluminiumlegierungen /Mey79, Pol98, Sch86, Wes91/. Durch die hohe thermische Leitfähigkeit des Aluminiums kommt es, besonders beim Schmieden von feingliedrigen Werkstücken in unbeheizten Werkzeugen, zu einem hohen Wärmeverlust. Die Wärme aus dem heißen Werkstückinneren fließt schnell an den wegen des Werkzeugkontakte kälteren Werkstückrand und kühlt so das gesamte Werkstück ab. Dadurch wird das Formänderungsvermögen des Werkstoffs herabgesetzt und der Kraftbedarf erhöht. Zur Vermeidung der Werkstückauskühlung werden je nach eingesetzter Umformmaschine die in Abb. 4.207 dargestellten Werkzeugtemperaturen empfohlen /Kuh88/.

Umformmaschinen

Die Wahl einer Umformmaschine bestimmt im gewissen Rahmen die Umformgeschwindigkeit und orientiert sich einerseits an der Komplexität der umzuformenden Werkstücke und andererseits an dem jeweiligen Werkstoff. Grundsätzlich können die folgenden Umformmaschinen zum Aluminiumschmieden eingesetzt werden:

- Schmiedehämmer,
- Spindel- und Kurbelpressen sowie
- hydraulische Pressen.

Schmiedehämmer kommen beim Schmieden von Aluminiumlegierungen nur selten zum Einsatz, da der eng begrenzte zulässige Umformtemperaturbereich, vor allem bei sehr hohen Umformgeschwindigkeiten, im Schmiedestück lokal in unzulässiger Weise verlassen werden kann. Darüber hinaus erfordern hohe Umformgeschwindigkeiten einen erhöhten Kraftbedarf bei gleichzeitig verminderter Formänderungsvermögen.

Spindel- und Kurbelpressen werden häufig für das Schmieden von Aluminiumwerkstücken einfacher Gestalt mit Stückgewichten bis maximal 30 kg eingesetzt. Hierbei wird in der Regel in einer Schmiedewärme ohne Zwischenwärmnen umgeformt /Mey79/.

Hydraulische Pressen werden aufgrund ihrer guten Einstellbarkeit in Bezug auf Umformgeschwindigkeit und Umformkraft vor allem zum Schmieden von Werkstücken großflächiger und komplexer Gestalt mit hohen Stückgewichten von bis zu 1000 kg verwendet. Um ein Auskühlen der Werkstücke während des Formgebungs vorgangs insbesondere bei großflächigen und filigranen Teilen zu verhindern, werden die Gesenke annähernd auf Umformtemperatur erwärmt (isothermes Schmieden) /Pis92/.

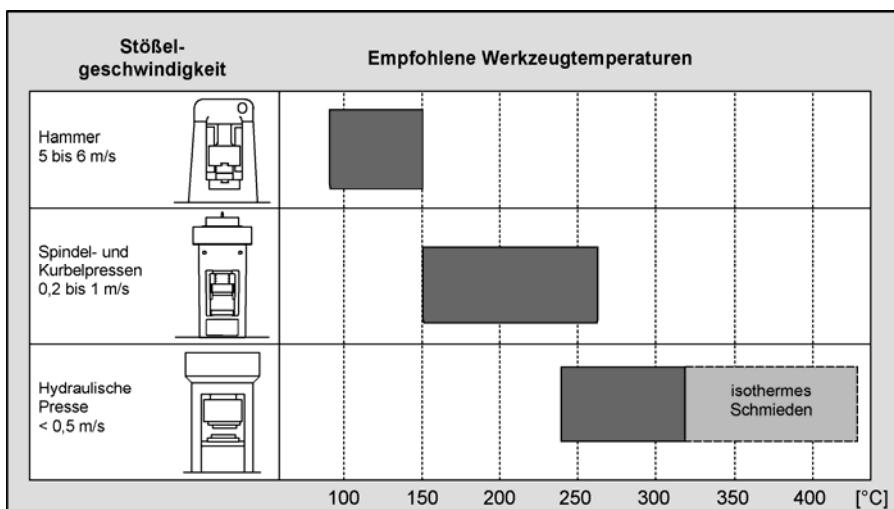


Abb. 4.207 Werkzeugtemperaturen beim Schmieden von Aluminiumlegierungen in Abhängigkeit der eingesetzten Umformmaschine (nach /Kuh88/)

4.7.1.4 Tribologie

An das optische Erscheinungsbild von Schmiedeteilen aus Aluminiumlegierung, werden oft hohe Anforderungen gestellt. Hieraus resultiert, dass dem tribologischen System beim Aluminiumschmieden eine hohe Bedeutung zukommt. Streuungen hinsichtlich Schmierfilmdicke und -gleichmäßigkeit führen zu:

- erheblichen Prozessinstabilitäten, die sich einerseits in einer unzureichenden Formfüllung und andererseits in einer unbefriedigenden Oberflächenqualität der Schmiedestücke widerspiegeln und
- einer Erhöhung der Adhäsionsneigung des Aluminiumwerkstoffs auf der Werkzeugoberfläche, was einen Ausbau und eine anschließende mechanische Nachbearbeitung der formgebenden Werkzeugkomponenten erfordert /Mey79, Pol98/.

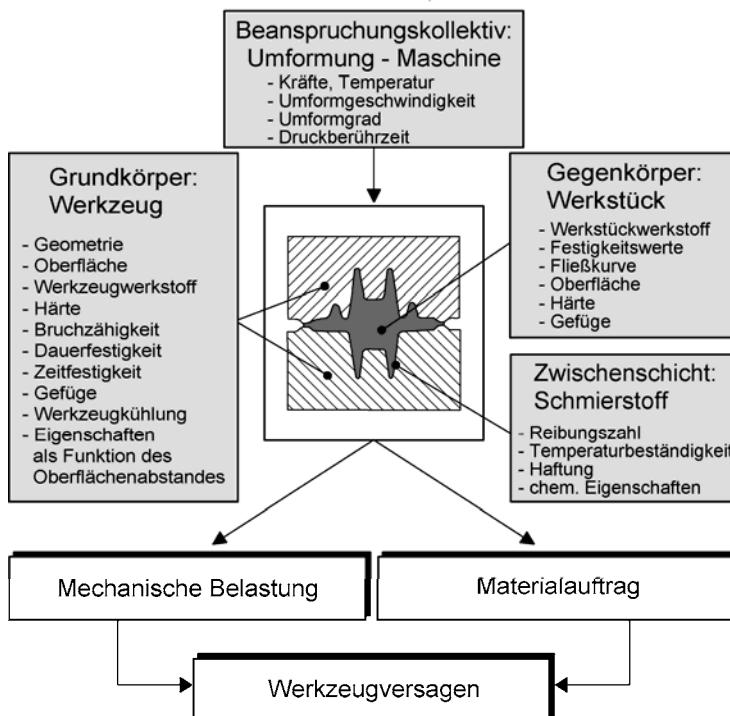


Abb. 4.208 Einflussgrößen auf das tribologische System beim Schmieden von Aluminiumlegierungen /Pol98/

Beim Aluminiumschmieden kommen beispielsweise folgende Schmierstoffe zum Einsatz:

- ölbasierte Graphitsuspensionen
(z.B. DAG 522, Fa. Acheson; HYKOGREEN UMD 2/1, Fa. FUCHS Lubritech GmbH),
- wasserbasierte Graphitsuspensionen
(z.B. BERUFORGE 393 G, Fa. Carl Bechem GmbH; LUBRODAL F25 PLE Fa. FUCHS Lubritech GmbH; DELTA FORGE 31, Fa. Acheson) oder
- graphitfreie Schmierstoff-Emulsionen
(z.B. CP 503, Fa. Acheson; BERUFORGE 393 C, Fa. Carl Bechem GmbH; LUBRODAL AL 100/21, LUBRODAL F318, Fa. FUCHS Lubritech GmbH).

Das tribologische System beim Aluminiumschmieden ist von den in Abb. 4.208 gezeigten Einflussgrößen abhängig.

Werkzeugversagen

Im Vergleich zum Stahlschmieden stellen sich beim Aluminiumschmieden prozessbedingt deutlich niedrigere thermische Werkzeugbelastungen ein, so dass hier thermisch bedingter Werkzeugverschleiß nur eine untergeordnete Rolle spielt. Stattdessen kommt es aufgrund der stufenarmen Umformung zu extrem hohen Umformwiderständen im Fertigungsprozess /Noy71/. Hieraus resultieren folgende Hauptversagensarten der Schmiedegesenke:

- Materialauftrag aufgrund der hohen Adhäsionsneigung des Werkstoffs Aluminium gegenüber Stahl und
- Werkzeugbruch aufgrund mechanischer Überlast.

4.7.1.5 Festigkeitssteigerung durch Wärmebehandlung

Die finalen Bauteileigenschaften von Aluminiumknetlegierungen werden vor allem von der Legierungszusammensetzung, den Wärmebehandlungsbedingungen und dem Umformvorgang beeinflusst. Zur Erzielung gewünschter mechanischer Bauteileigenschaften erfolgt bei Aluminiumschmiedestücken, die aus aushärtbaren Aluminiumknetlegierungen gefertigt werden, nach dem Umformprozess eine Wärmebehandlung. Der dabei ablaufende Aushärtungsvorgang lässt sich in drei Schritte einteilen:

- Lösungsglühen,
- Abschrecken und
- Auslagern (kalt und/oder warm).

Das Lösungsglühen erfolgt im Zustandsfeld des α -Mischkristalls (Abb. 4.209), wobei die für die Aushärtung erforderlichen Legierungskomponenten in Lösung gehen. Nach Abb. 4.210 ergeben sich weit gefasste Bereiche für die zulässigen Lösungsglühtemperaturen. Sie umfassen je nach Werkstoff Temperaturbereiche von 30 bis 180 K.

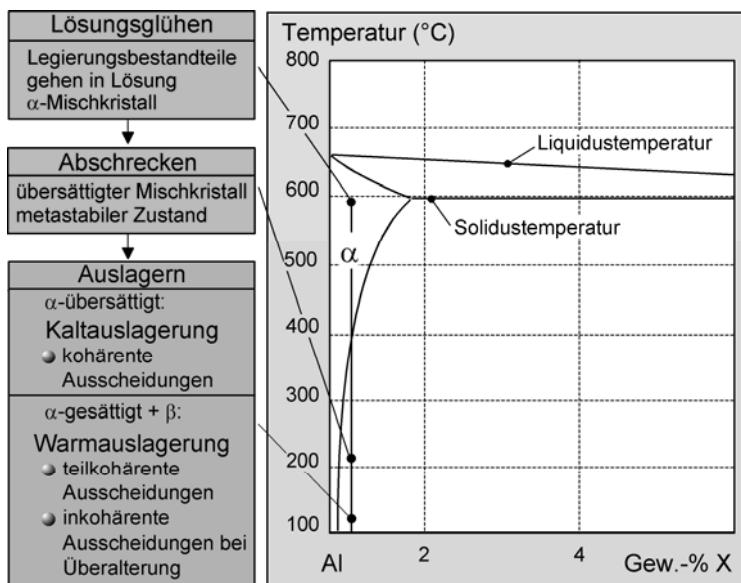


Abb. 4.209 Zweistoffsysteem mit Lösungsglühen, Abschrecken und Auslagern /Pol98/

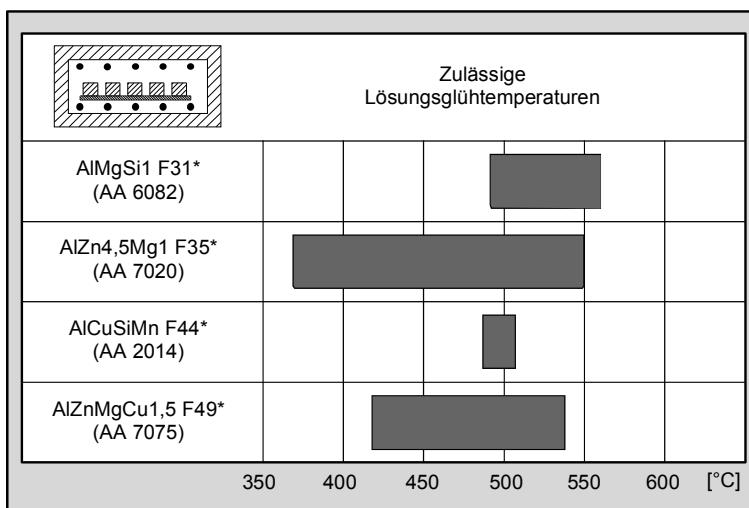


Abb. 4.210 Zulässige Lösungsglühtemperaturen für typische Aluminiumknetlegierungen (nach /Wes91/) * $F_{xx} = 1/10$ der Zugfestigkeit in N/mm^2

Durch das Abschrecken wird der durch das Lösungsglühen hervorgerufene übersättigte Zustand auf ein niedriges Temperaturniveau überführt. Beim Abschreckvorgang ist vor allem darauf zu achten, dass das Temperaturgebiet zwischen Lösungsglühtemperatur und ca. 200 °C möglichst schnell durchlaufen wird /Kam98/.

Während des Auslagerns treten aufgrund des übersättigten α -Mischkristalls Entmischungsvorgänge auf, die zu sich im Gleichgewichtszustand befindlichen, gesättigten, aluminiumreichen α - und β -Mischkristallen führen. Die Auslagerung selbst wird je nach Legierung bei Raumtemperatur (kalt) oder leicht erhöhte Temperatur (warm) durchgeführt. Aus Abb. 4.210 wird ersichtlich, dass es Aluminiumknetlegierungen gibt, die sowohl kalt als auch warm ausgelagert werden können. In Anlehnung an die Auslagerungstemperatur wird dann von kalt- bzw. warmaushärtbaren Aluminiumknetlegierungen gesprochen.

In Tabelle 4.22 sind für typische, bereits in Abb. 4.210 gezeigte, aushärtbare Aluminiumknetlegierungen die Auslagerungstemperaturen, die Auslagerungszeiten und die dadurch erzielbaren mechanischen Eigenschaften dargestellt. Bei der Kaltauslagerung finden Atomplatzwechselvorgänge statt, die sich in einer einphasigen Entmischung widerspiegeln /Gui38, Pre38/. Eine Anhebung der Auslagerungstemperatur auf Werte zwischen ca. 100 und 200 °C wird als Warmauslagerung bezeichnet. Zu Beginn der Warmaushärtung entstehen teilkohärente Zonen, die die bei der Kaltaushärtung bereits entstandenen kohärenten Zonen ersetzen. Dies führt zu einer deutlichen Festigkeitssteigerung, wobei sich dieser Vorgang durch eine Erhöhung der Auslagerungstemperatur beschleunigen lässt.

Ein weiterer Temperaturanstieg bzw. längeres Warmauslagern führt schließlich zur Bildung inkohärenter Gleichgewichtsphasen (z.B. CuAl₂, Mg₂Si, MgZn₂). Der damit verbundene Härteabfall wird auch als Überalterung bezeichnet /Wes91/.

Tabelle 4.22 Bedingungen für die Wärmebehandlung zum Auslagern und mechanische Eigenschaften nach der Kaltauslagerung (Zustand T4) und der Warmauslagerung (Zustand T6) (nach /Kam98, Ost98/)

	AlMgSi1 (AA 6082)	AlZn4,5Mg1 (AA 7020)	AlCuSiMn (AA 2014)	AlZnMgCu1,5 (AA 7075)
Abschreckmedium	Wasser/Luft	Luft	Wasser	Wasser
Kaltauslagerungszeit [h]	5–8	> 90	5–8	entfällt
kalt (T4)	$R_{p0,2}$ [N/mm ²] R_m [N/mm ²] A [%]	170 260 24	210 320 18	275 430 18
Warmauslagerungstemperatur [°C]	155–190	I*: 90–100 II*: 140–160	160–180	I: 115–125 II: 165–180
Warmauslagerungszeit [h]	4–16	I: 8–12 II: 16–24	8–16	I: 12–24 II: 4–6
warm (T6)	$R_{p0,2}$ [N/mm ²] R_m [N/mm ²] A [%]	310 340 11	335 380 13	425 485 12
* I; II: Auslagerungsstufen				

4.7.2 Schmieden von Magnesiumlegierungen

Nach Aluminium mit ca. 8,1 % und Eisen mit ca. 5,1 % ist Magnesium mit einem Massenanteil von ca. 2,1 % in der Erdkruste das dritthäufigste Gebrauchsmetall. Natürliche Mineralien, die für die Gewinnung von Magnesium genutzt werden, sind Magnesit (28,8 % Mg), Dolomit (13,2 % Mg) und Carnallit (8,7 % Mg). Die größte Rohstoffquelle für Magnesium stellt das Meerwasser mit 1,3 kg/m³ dar /Sch54/.

Magnesium wurde erstmals von Sir Humphrey Davy durch Abdestillieren von Quecksilber aus Magnesiumamalgam im Jahr 1808 hergestellt. Gegenwärtig wird Magnesium hauptsächlich durch Schmelzflusselektrolyse aus MgCl₂ oder durch thermische Reduktion von MgO gewonnen.

Im Gegensatz zu Aluminium steht der breite industrielle Einsatz von umformtechnisch hergestellten Bauteilen aus Magnesium und seinen Legierungen aufgrund unzureichender Kenntnisse über geeignete Prozessparameter und werkstoffkundliche Grundlagen noch bevor.

4.7.2.1 Werkstoffeigenschaften

In Tabelle 4.23 sind wichtige physikalische und mechanische Eigenschaften von Magnesium im Vergleich zu Aluminium dargestellt /Mer00, Kam98/.

Vorteile von Magnesium:

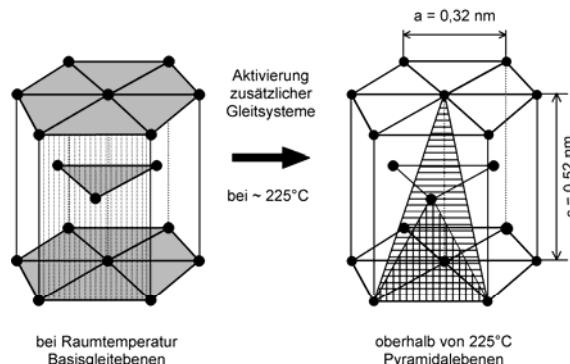
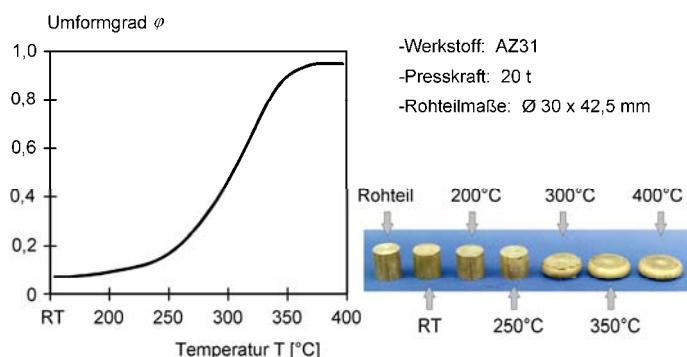
- geringe Dichte (mit $\rho = 1,74 \text{ g/cm}^3$ leichtester metallischer Konstruktionswerkstoff),
- hohe spezifische Festigkeit und
- hohes Warmumformvermögen (ab ca. 225 °C werden zusätzliche Gleitsysteme aktiviert, vgl. Abb. 4.211).

Nachteile von Magnesium:

- Korrosionsanfälligkeit,
- hohe Wärmeleitfähigkeit (schnelle Auskühlung im Schmiedegesenk),
- hohe Kriechanfälligkeit,
- leicht entzündlich (beim Spanen und Gießen daher hohe Sicherheitsauflagen erforderlich),
- hoher Preis und
- große Anisotropie.

Tabelle 4.23 Vergleich der physikalischen und mechanischen Eigenschaften von Magnesium und Aluminium /Mer00, Kam98/

Eigenschaft	Symbol	Einheit	Mg	Al
Dichte	ρ	[g/cm ³]	1,74	2,7
Schmelztemperatur	T_s	[°C]	649	660
Siedetemperatur	T_v	[°C]	1.110	2.500
E-Modul	E	[N/mm ²]	44.300	66.600
Zugfestigkeit	R_m	[N/mm ²]	80...180	40...117
Bruchdehnung	A	[%]	1...12	1...45
Wärmeausdehnungskoeffizient	α	[K ⁻¹]	$24,5 \cdot 10^{-6}$	$23,5 \cdot 10^{-6}$
Wärmeleitfähigkeit	λ	[W/(m·K)]	156	229
Spezifische Wärmekapazität	c_p	[J/(kg·K)]	1.017	899

**Abb. 4.211** Elementarzelle und temperaturabhängige Gleitebenen von hexagonalen Magnesiumwerkstoffen /Eml66, Pol94/**Abb. 4.212** Umformverhalten von AZ31 bei konstanter Kraft /Doe00/

Magnesium kristallisiert in der hexagonal dichtesten Packung (hdp) mit den Gitterkonstanten $a = 0,32 \text{ nm}$ und $c = 0,52 \text{ nm}$ (Abb. 4.211).

Aus der Gitterstruktur leitet sich die schlechte Kaltumformbarkeit von Magnesium ab, da die Umformung nur durch Gleiten parallel zu den Basisgleitebenen und durch pyramidale Zwillingsbildung möglich ist.

Bei Temperaturen oberhalb von ca. 225°C werden durch thermisch aktivierte Schwingungen der Atome zusätzliche Gleitsysteme auf den Pyramidalebenen aktiviert (vgl. Abb. 4.211, rechts) /Eml66, Pol94/.

In Abb. 4.212 ist das Umformverhalten der Magnesiumlegierung AZ31 in einem Stauchversuch bei konstanter Kraft und unterschiedlichen Temperaturen dargestellt /Doe00/. Wie zu sehen ist, steigt bei Temperaturen oberhalb von 225°C der Umformgrad bei konstanter Presskraft stark an.

4.7.2.2 Legierungsbildung von Magnesium

Reines Magnesium ist für technische Anwendungen ungeeignet. Erst die Verbesserung der mechanischen Eigenschaften durch Legierungsbildung eröffnet eine Vielzahl von technischen Verwendungsmöglichkeiten.

In Tabelle 4.24 sind die häufigsten Legierungselemente und deren Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften von Magnesium aufgelistet /Kai00, Kam00, Las92/.

Weltweit hat sich bei der Kennzeichnung von Mg-Legierungen die amerikanische Norm ASTM (American Society for Testing and Materials) durchgesetzt. Danach werden die beiden Hauptlegierungselemente in der Reihenfolge absteigenden Gehalts durch je einen Buchstaben gekennzeichnet. Die nachfolgenden zwei Ziffern geben den gerundeten Massengehalt dieser Elemente an (Abb. 4.213).

Tabelle 4.24 Legierungselemente und deren Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften bei Magnesium /Kai00, Kam00, Las92/

Legierungselement	Auswirkung
Aluminium (A)	<ul style="list-style-type: none"> • steigert die Zähigkeit • reduziert die Kerbempfindlichkeit • A-Legierungen sind ausscheidungshärtbar
Silizium (S)	<ul style="list-style-type: none"> • verbessert das Fließverhalten • verringert die Porenbildung und Dehnung
Zink (Z)	<ul style="list-style-type: none"> • bewirkt eine Kornfeinung • steigert die Zugfestigkeit
Zirkon (K)	<ul style="list-style-type: none"> • bewirkt eine Kornfeinung
Seltene Erden (E)	<ul style="list-style-type: none"> • ermöglichen eine Ausscheidungshärtung • steigern die Warmfestigkeit • steigern die Kriechbeständigkeit

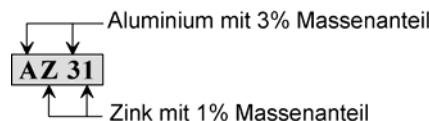


Abb. 4.213 Kennzeichnung für Mg-Legierungen nach ASTM B275

4.7.2.3 Massivumformung von Magnesiumlegierungen

In der Massivumformung werden vorzugsweise Mg-Knetlegierungen verwendet. Diese haben bessere Festigkeits- und Zähigkeitseigenschaften als Mg-Gusslegierungen sowie ein besseres Formänderungsvermögen (Abb. 4.214). Häufig verwendete Standardlegierungen sind z.B. AZ31 und AZ61. Durch Strangpressen hergestelltes Magnesiumhalbzeug ist durch das feinkörnige Gefüge gut für die Weiterverarbeitung durch Schmieden geeignet.

In Abb. 4.215 sind Fließkurven von AZ31 und AZ61 bei unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten und -temperaturen dargestellt. Oberhalb eines Umformgrads von 0,15 bzw. 0,2 zeigen die Fließkurven eine fallende Charakteristik. Die Abnahme der Fließspannung weist dabei auf eine Entfestigung des Werkstoffes durch Erholungsvorgänge und bei niedrigeren Temperaturen zusätzlich durch Risse im Mikrobereich hin.

Zum Schmieden von Bauteilen aus Magnesiumlegierungen werden die Gesenke zur Kompensation des Wärmeverlustes des Werkstücks bis zu einer Temperatur von 350–400 °C erwärmt (isothermes Gesenkshmieden). Bei mehrstufigen Verfahren werden die einzelnen Schmiedevorgänge auf fallenden Temperaturniveaus durchgeführt.

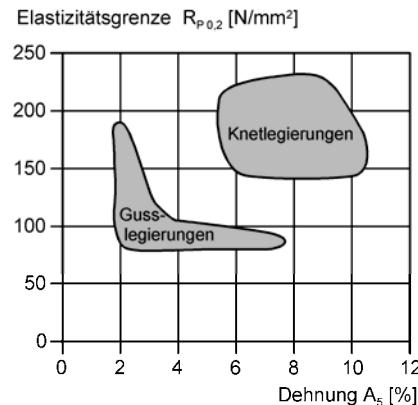


Abb. 4.214 Mechanische Kennwerte von Mg-Knet- und Mg-Gusslegierungen (nach /Bec98/)

Die Temperatur der ersten Schmiedestufe soll knapp unterhalb der Schmelztemperatur der niedrigst schmelzenden Phase liegen, während die untere Temperaturgrenze durch die Gefahr der Rissbildung bestimmt wird. Zudem werden hierdurch unerwünschte Rekristallisationen vermieden, die vorzugsweise in Bereichen geringer Umformgrade stattfinden und dort zu Kornwachstum und Festigkeitsabnahme führen /Doe00/.

Die Mg-Legierungen des AZ-Typs werden bei Temperaturen von 280–380°C mit auf 250–315°C vorgewärmten Werkzeugen geschmiedet. Aufgrund der niedrigen Schmiedetemperaturen können als Gesenkwerkstoffe problemlos niedriglegierte Warmarbeitsstähle verwendet werden, wie z.B. 55NiCrMoV6 (1.2713). Als Schmierstoffe kommen beim Magnesiumschmieden neben wasserbasierten auch ölbasierende Graphitsuspensionen sowie graphitfreie Schmierstoffe auf Ölbasis zum Einsatz /Doe00/.

In Abb. 4.216 ist eine präzisionsgeschmiedete Riemscheibe aus AZ61 dargestellt. Dabei wurde die Umformung in Stufen durchgeführt, um die Umformvorgänge zu verdeutlichen.

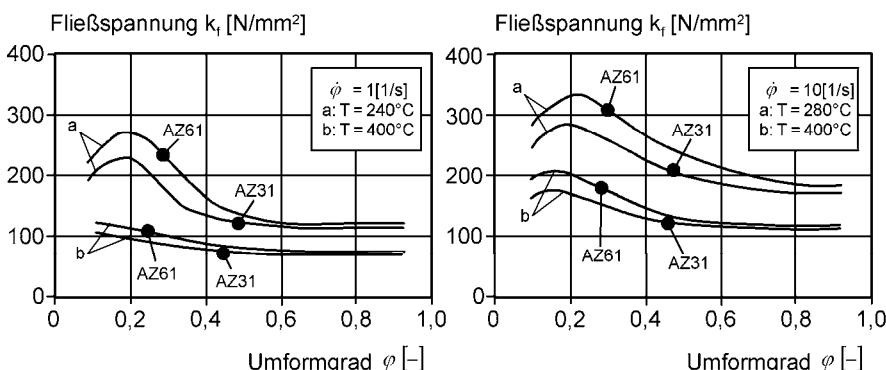


Abb. 4.215 Fließkurven von AZ31 und AZ61 bei unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten und -temperaturen /Doe00/



Abb. 4.216 Präzisionsschmieden einer Riemscheibe aus AZ61 (Stufenstauchversuch)

4.8 Thixoschmieden als Sonderverfahren der Massivumformung

Thixoforming ist das Umformen metallischer Werkstoffe im teilflüssigen (Semi-solid) Werkstoffzustand und zwischen den Ur- und Umformverfahren anzusiedeln. Das Thixoschmieden gehört zur Verfahrensgruppe des Thixoformings. Als Umformverfahren ermöglicht es die Herstellung von geometrisch komplexen Bauteilen in einem Fertigungsschritt und kombiniert die Vorteile der Fertigungsverfahren Gießen und Gesenkshmieden. Aufgrund des thixotropen Werkstoffverhaltens (siehe 4.8.2) erfordert das Thixoforming im Vergleich mit anderen Schmiedeverfahren geringere Umformkräfte. Dennoch sind die erzielten mechanischen Bauteileigenschaften mit denen der geschmiedeten Bauteile vergleichbar.

Durch Thixoforming können sowohl Halbzeuge als auch bereits fertige Bauteile umformtechnisch hergestellt werden. In den Abb. 4.217 bis Abb. 4.219 sind beispielhaft durch Thixoschmieden hergestellte Bauteile aus Stahl, Aluminium und Magnesium abgebildet.

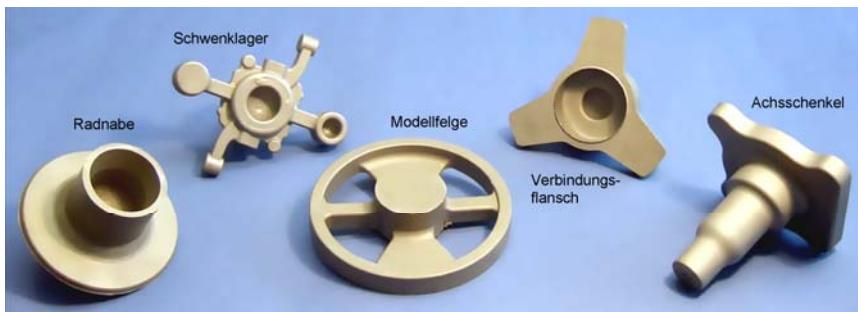


Abb. 4.217 Auswahl thixogeschmiedeter Versuchsbauenteile aus Stahl (Quelle: IFUM)



Abb. 4.218 Auswahl thixogeformter Serienbauteile aus Aluminium (Quelle: Fa. Salzburger Aluminiumgruppe)



Abb. 4.219 Auswahl thixogeoformter Bauteile aus Magnesium, Motorradkomponenten der Fa. Buell (Mitte), Hardtopkomponenten für die General Motors Corvette Mod. 2005 (rechts) (Quelle: CRIF)

Diese Teile sind mit konventionellen Gesenkschmiedeverfahren auf Grund ihrer komplexen Formen nicht oder nur in mehreren Umformschritten herstellbar. Im Gegensatz zum Thixoforming von Leichtmetallen ist dieses Herstellverfahren für Stahl noch nicht industriell etabliert.

4.8.1 Unterteilung der Umformverfahren im thixotropen Zustand

Die Umformverfahren im thixotropen Zustand des Werkstoffs werden wie folgt in zwei Gruppen unterteilt:

- Rheologische Prozesse und
- Thixoformingprozesse.

In Abb. 4.220 sind die unterschiedlichen Verfahrenswege für Umformverfahren im thixotropen Zustand verdeutlicht.

4.8.1.1 Rheologische Prozesse

In rheologischen Prozessen wird der Werkstoff vollständig aufgeschmolzen und zum Umformen in den teilflüssigen Zustand gesteuert abgekühlt. Es werden zwei rheologische Verfahren angewendet /Fis08/:

- Rheostranggießen (Rheocasting) und
- Rheospritzgießen (Rheomolding).

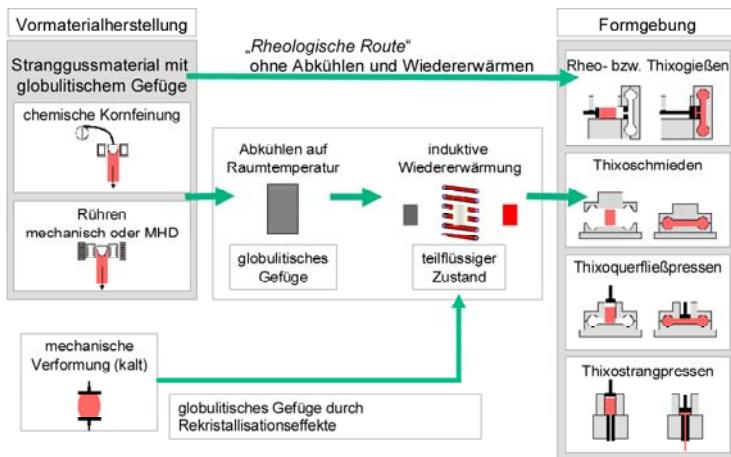


Abb. 4.220 Abgrenzung der Verfahrensvarianten Thixogießen und Thixoschmieden

4.8.1.2 Thixoformingprozesse

Bei Thixoformingprozessen wird das Rohteil auf eine Temperatur zwischen Solidus- und Liquidustemperatur wiedererwärm. Die hierbei verwendeten Werkstofflegierungen werden bei der Herstellung speziell behandelt, so dass sich beim Wiedererwärmen in den teilflüssigen Bereich ein globulitisches Gefüge einstellt (siehe 4.8.4). Im Folgenden werden die Thixofomingprozesse Thixogießen und Thixoschmieden näher erläutert.

Thixogießen (Thixocasting)

Bei diesem Verfahren wird das Rohteil in den teilflüssigen Bereich erwärmt. Der „teigige“ Werkstoff wird durch Aufbringung einer relativ hohen Druckkraft (400 bis 800 bar /Mes06/) durch einen sogenannten Gießkolben in eine Form eingedrückt. Der Flüssigphasenanteil beträgt bei diesem Verfahren 40-60% des gesamten Rohmaterials /Hal06/. Thixomolding® (Thixospritzgießen) ist ein Sonderverfahren des Thixogießens, welches zur Herstellung von Bauteilen aus Magnesium verwendet wird.

Thixoschmieden (Thixoforging)

Beim Thixoschmieden wird das teilflüssige Rohteil zwischen zwei Schmiedegeesenken platziert und beim Schließen des Werkzeugs umgeformt. Der flüssige Anteil des Rohtilmaterials beträgt 10-40% /Hal06/. Da die verwendeten Werkzeuge keine Ausgleichsräume, Gratbahnen oder Steiger haben, ergibt sich eine gute Werkstoffausnutzung /Fis08/. Es wird zwischen zwei Thixoschmiedeverfahren unterschieden:

- ohne vorheriges Verschließen der Werkzeuge und
- mit vorherigem Verschließen der Werkzeuge (Thixoquerfließpressen).

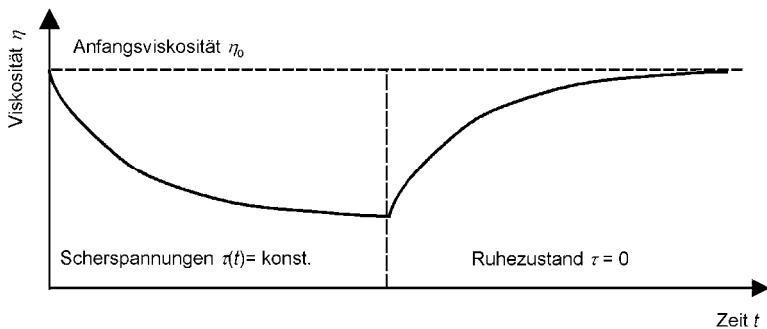


Abb. 4.221 Änderung der Viskosität eines metallischen Körpers im thixotropen Zustand unter der Einwirkung von Scherspannungen τ

4.8.2 Definition Thixotropie (rheologische Grundlagen)

Thixotropie ist ein zeitabhängiges Fließverhalten, das metallische Werkstoffe im teilflüssigen Zustand aufweisen. Infolge einer konstanten Scherbeanspruchung τ über der Zeit nimmt die Festigkeit und damit die Viskosität η ab (Abb. 4.221). Bei Wiedereintritt des Ruhezustands ($\tau=0$) nimmt die Viskosität bis zur Ausgangsviskosität (η_0) wieder zu, d.h. Thixotropie ist ein reversibler Vorgang. Hierbei wird auch von einem sogenannten „thixotropen Gedächtnis“ gesprochen.

Ein Werkstoff, der diese Eigenschaften aufweist, wird als thixotrop bezeichnet. Thixotrope Werkstoffe zeigen ein nicht-newtonisches Fließverhalten, was bedeutet, dass ein nichtlinearer Zusammenhang zwischen der Scherspannung und der Scherrate vorliegt (Abb. 4.222).

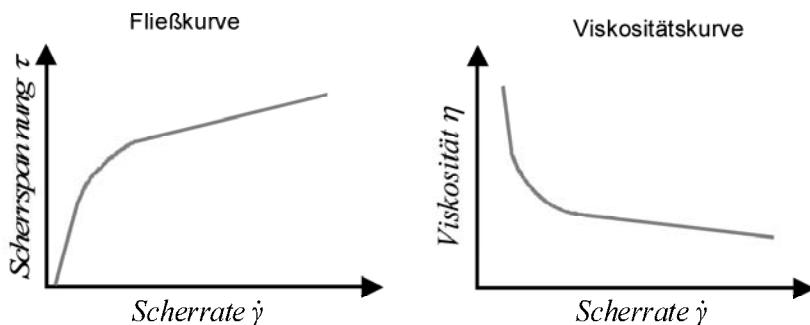


Abb. 4.222 Fließ- und Viskositätskurve eines nicht-newtonischen Fluids (/Hal06/)

Die auftretende Viskosität ist eine Funktion der Scherrate und wird mit folgender Gleichung beschrieben:

$$\eta = \frac{d\tau}{d\dot{\gamma}}. \quad (4.141)$$

η : Viskosität

τ : Scherspannung pro Fläche

$\dot{\gamma}$: Scherrate

Für die exakte Definition des Fließverhaltens sowie die entsprechenden Stoffgrößen sei auf /DIN1342/ verwiesen.

4.8.3 Besondere Anforderungen an den Werkstoff

Zur Umformung von metallischen Werkstoffen im thixotropen Zustand müssen die Gefüge folgende Merkmale aufweisen (Abb. 4.223):

- geringe Korngröße,
- möglichst globulitische (kugelförmige) Kornform sowie
- feste Bestandteile, in schmelzflüssiger Matrix eingebettet.

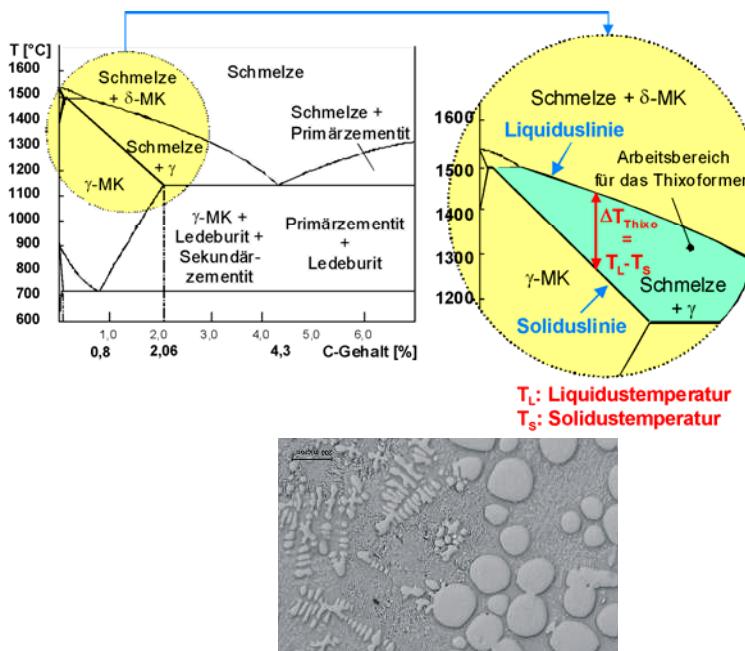


Abb. 4.223 Oben: Ausschnitt aus dem Fe-C Diagramm /Abd02/, unten: dendritisches Gussgefüge und globulisches Gefüge (Quelle: CRIF)

Durch diese Anforderungen wird deutlich, dass prinzipiell nur nichteutektische Legierungen für das Thixoforming geeignet sind, da diese im Gegensatz zu reinen Metallen ein Aufschmelzintervall besitzen und keinen Schmelzpunkt.

In der Literatur sind keine exakten Werte für das Verhältnis von flüssiger zu fester Phase f_s definiert, bei denen thixotropes Verhalten auftritt.

In der Praxis haben sich je nach Verfahren und Werkstoff folgende Werte als geeignet erwiesen:

- $0,4 \leq f_s \leq 0,6$ für das Thixoforming von Aluminiumlegierungen,
- $0,1 \leq f_s \leq 0,3$ für das Thixoschmieden von Stahllegierungen.

Zur Beurteilung der äußeren Gestalt der Festphase des Werkstoffs werden folgende Parameter verwendet /Kal02/:

- Formfaktor $F = U^2 / (4 \cdot \pi \cdot A)$ (A : Kornoberfläche; U : Kornumfang) und
- Korngröße D .

Der Formfaktor F ist ein Maß für die „Rundheit“ der Körner. Bei idealer Kugelform beträgt $F = 1$. Für komplexere Formen gilt $F > 1$. Für die Praxis des Thixoformings sind Werte für den Formfaktor von $F < 2$ akzeptabel /Kal02/.

In Abhängigkeit der Bauteildicke t sollte speziell bei der Herstellung dünnwandiger Bauteile folgende Bedingung für die Korngröße /Kal02/ erfüllt sein:

$$D \leq 1/20 \cdot t. \quad (4.142)$$

t : Bauteildicke

4.8.4 Verfahrensanforderungen

Das Verfahren des Thixoformings umfasst folgende Teilschritte, an die jeweils besondere Anforderungen gestellt werden:

- Vormaterialherstellung und –behandlung,
- Wiedererwärmen in den teilflüssigen Zustand und
- Umformen.

Aufgrund der extremen thermischen Belastung werden in diesem Zusammenhang auch die Anforderungen an das Werkzeugsystem betrachtet.

4.8.4.1 Anforderungen an die Vormaterialbehandlung

Eine geeignete Vormaterialbehandlung ist die Grundvoraussetzung für das Erreichen der genannten Werkstoffanforderungen. Folgende Verfahren sind üblich:

- Stranggießverfahren (Abb. 4.224) mit:
 - chemischer Kornfeinung des schmelzflüssigen Vormaterials oder
 - elektromagnetischem Rühren während des Stranggießens.
- Thermomechanische Behandlung (siehe Abb. 4.225, z.B. Walzen, S.I.M.A.-Verfahren /You83/).

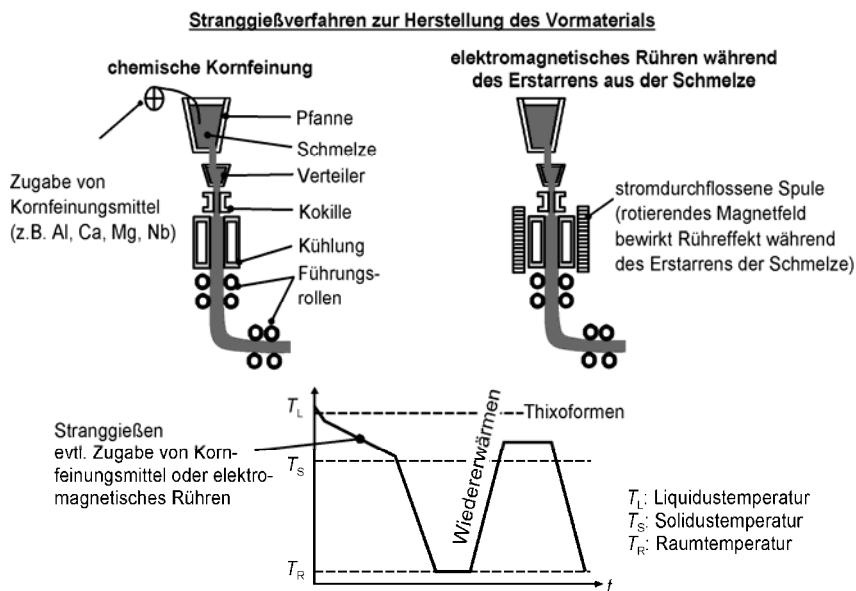


Abb. 4.224 Prinzip der Stranggießverfahren zur Vormaterialherstellung /Abd02/

Mit Stranggießverfahren wird das Vormaterial für das Thixoforming mit globulitischem Gefüge erzeugt. Das Gefüge wird beim Abkühlen des Werkstoffs aus der Schmelze eingestellt. In Abb. 4.225 wird das Prinzip einer thermomechanischen Behandlung des Vormaterials dargestellt.

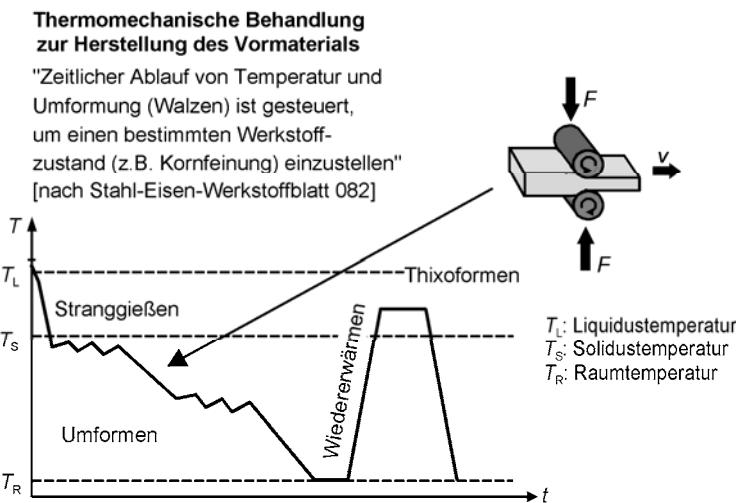


Abb. 4.225 Prinzip einer thermomechanischen Vormaterialbehandlung /Abd02/

4.8.4.2 Wiedererwärmung

Unter dem Vorgang „Wiedererwärmung“ wird die Erwärmung unmittelbar vor dem Umformschritt verstanden (s. Abb. 4.226 und Abb. 4.227). Sie dient der Einstellung des geforderten teilflüssigen Gefügezustands. In der Praxis wird dabei ausschließlich die induktive Erwärmung angewendet.

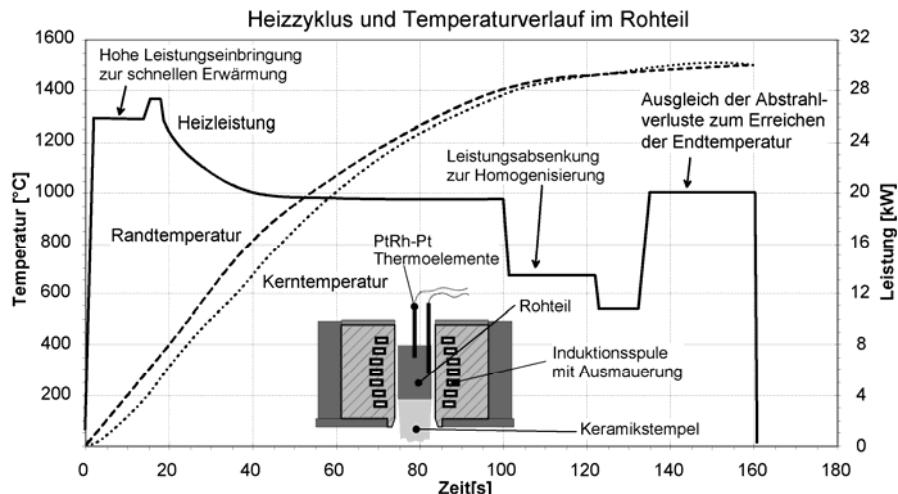


Abb. 4.226 Beispielhafter Erwärmungszyklus für den Stahlwerkstoff C38 /Abd02/

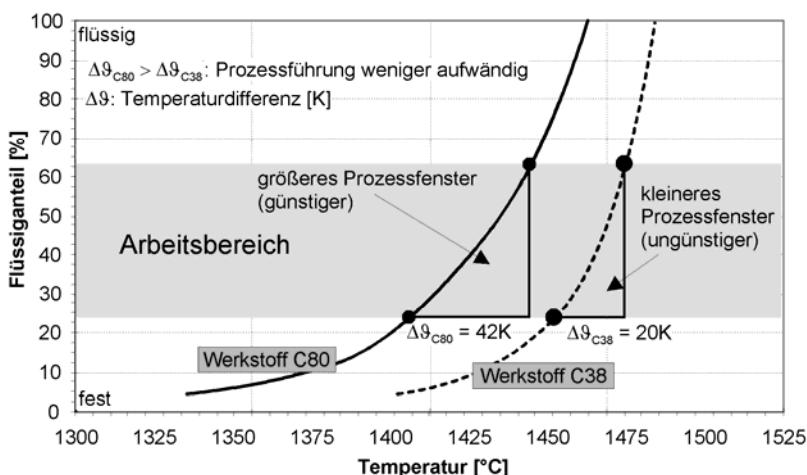


Abb. 4.227 Arbeitsbereiche zweier Stähle für das Thixoschmieden /Abd02/

An die Wiedererwärmung werden folgende Anforderungen gestellt:

- Schnelles Erreichen der Umformtemperatur, damit
 - unerwünschte Grobkornbildung vermieden wird und
 - möglichst kurze Taktzeiten erreicht werden.
- Eine homogene Durchwärmung des Bauteils muss gewährleistet sein, damit ein örtlich gleichmäßiges thixotropes Fließverhalten des Werkstoffs gegeben ist.
- Der Erwärmungsvorgang muss sehr exakt und reproduzierbar gesteuert werden, da der Temperaturbereich, in dem Thixoforming möglich ist relativ klein ist.
- Zur Vermeidung von Zunderbildung muss die Rohtelerwärmung, insbesondere von Stahlteilen, unter Schutzgasatmosphäre vorgenommen werden.

Eine mögliche geeignete Erwärmungsstrategie für Rohteile aus Stahl wird in Abb. 4.226 gezeigt. Der Wiedererwärmungsvorgang verlangt eine äußerst genaue Prozessführung, da der Temperaturbereich, in dem Thixoforming möglich ist, nur wenige Kelvin beträgt. Die Größe dieses Bereichs ist von der Legierung des Werkstoffes abhängig. In Abb. 4.227 werden diese Zusammenhänge verdeutlicht.

Für das Thixoforming von Stahllegierungen gilt grundsätzlich:

Je höher der Kohlenstoffanteil,

- desto geringer die Verarbeitungstemperatur,
- desto größer das Prozessfenster,
- desto einfacher ist die Prozessführung.

Um den Anforderungen des Wiedererwärmungsprozesses gerecht zu werden, ist eine Erwärmungsregelung erforderlich. Als mögliche Regelungsprinzipien sind modellbasierte und Fuzzy-Logik-basierte Erwärmungsregelung zu nennen /Hal06/.

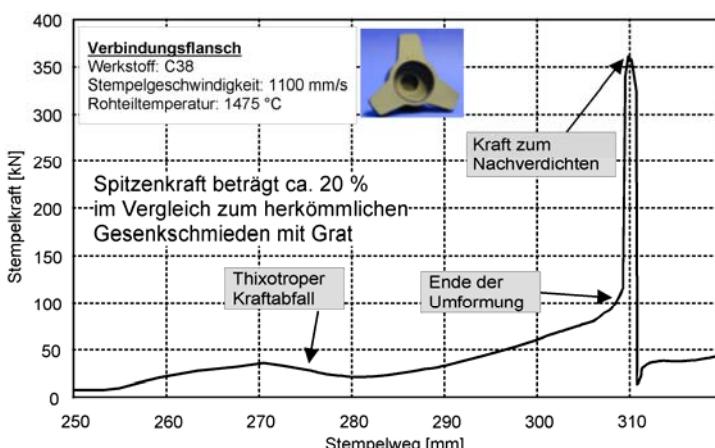


Abb. 4.228 Kraftverlauf beim Thixoschmieden am Beispiel eines Verbindungsflansches

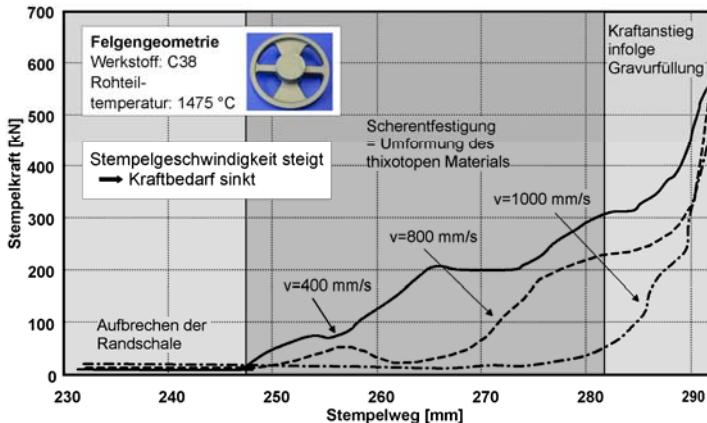


Abb. 4.229 Einfluss der Stempelgeschwindigkeit auf den Kraftbedarf

4.8.4.3 Umformung

Der Ablauf der Formgebung wird in folgende Phasen eingeteilt:

- Umformen
 - Anstauchen zum Aufbrechen der äußeren Randschale
 - Fließen des Materials bis zum Erreichen der Gesenkfüllung. Hierbei kommt es zu einem charakteristischen Abfallen der Kraft aufgrund des thixotropen Fließverhaltens (Abb. 4.228)
- Haltezeit zum Nachverdichten (Schließen von Poren) und Erstarren des teilflüssigen Materials
- Öffnen des Werkzeuges
- Ausstoßen des fertigen Thixoschmiedeteils

Aufgrund des thixotropen Fließverhaltens des Werkstoffs während der Umformung ergibt sich ein Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf den Kraftbedarf (Abb. 4.229).

Es zeigt sich, dass mit zunehmender Umformgeschwindigkeit der Kraftbedarf kleiner wird.

4.8.4.4 Anforderungen an das Werkzeug

Thixoschmiedewerkzeuge für Stahlbauteile werden besonders hoch thermisch beansprucht, weil:

- die Arbeitstemperaturen sehr hoch sind ($1300\text{--}1500\text{ }^{\circ}\text{C}$) und
- die Kontaktzeit zwischen Werkzeug und Werkstück aufgrund der erforderlichen Nachverdichtung relativ groß ($> 1\text{s}$) ist.

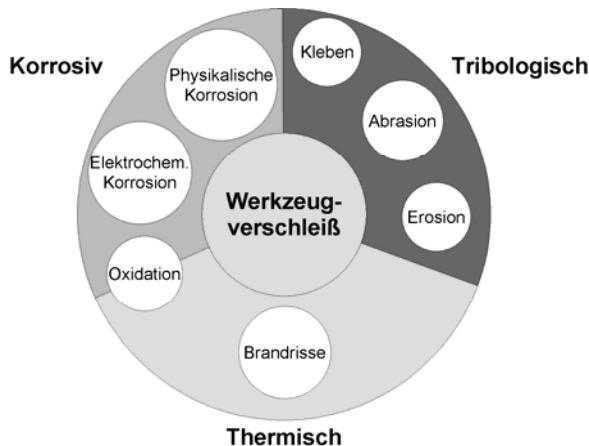


Abb. 4.230 Verschleißmechanismen beim Thixoforming (nach /Lug99/)

Mechanischer Verschleiß spielt beim Thixoschmieden hingegen eine kleinere Rolle. Die grundsätzlichen beim Thixoschmieden auftretenden Verschleißmechanismen können, wie in Abb. 4.230 dargestellt, nicht unabhängig voneinander betrachtet werden, sondern treten stets in Kombination auf. Hierzu sei auch auf Kap. 4.4.4, S.575ff. verwiesen.

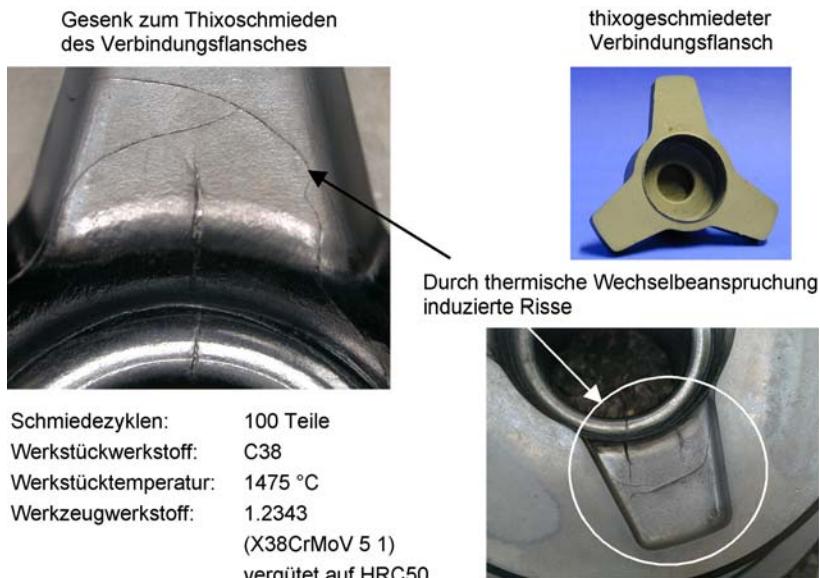


Abb. 4.231 Verschleiß eines Gesenks zum Thixoschmieden eines Verbindungsflansches nach 100 Bauteilen (Werkstückwerkstoff C38) /Abd02/

Exemplarisch ist in Abb. 4.231 das Versagen eines Stahlgesenks (Werkstoff: 1.2343/X37CrMoV5-1, vergütet auf 50 HRC) durch Wärmerisse dargestellt. Folgende Versagensursachen sind hier zu nennen:

- Hohe thermische Dauerbelastungen führen zu Kriecherscheinungen und Härteabfall durch Überschreiten der Anlasstemperatur (1.2343: ca. 550–650 °C).
- Sprunghafte Wechsel von Zug- und Druckbeanspruchungen aufgrund der Thermoschockbelastung führen zu Wärmerissen.
- Der Werkstofffluss bei hohen Temperaturen kann, insbesondere kurz vor dem Nachverdichten, zu plastischer Deformation des Werkzeugs führen.

Für das Thixoschmieden von Stahl sind Keramiken, wie z.B. Siliziumnitrid, als zukünftige Werkzeugwerkstoffe viel versprechend, da die mechanische Werkzeugbelastung infolge der niedrigen Scherkräfte gering ist.

Zudem sind keramische Werkstoffe den auftretenden hohen thermischen Belastungen sehr gut gewachsen. Siliziumnitrid zeigt allerdings bei Temperaturen über 1200°C eine ungenügende chemische Beständigkeit im Kontakt mit eisenbasierten Materialen da es in sauerstoffreicher Umgebung zur Bildung von Eisensilikaten neigt. Als Lösung bieten sich chemische Stabilisationsverfahren an, wie z. B. Auswahl geeigneter Oxide als Sinteradditive oder Zugabe stabilisierender chemischer Zusatzstoffe.

Da die oben genannten Belastungen beim Thixoschmieden von niedrigschmelzenden Legierungen (Aluminium) aufgrund der niedrigeren Prozesstemperaturen deutlich geringer ausfallen, können in diesen Fällen auch Warmarbeitsstähle mit Erfolg eingesetzt werden.

4.8.5 Mögliche Bauteilfehler

Anhand einer Analyse des Materialflusses und des Gesenkfüllungsverhaltens der thixogeförmten Bauteile lassen sich mögliche Fehler erkennen, welche durch inhomogene Rohteil erwärmungen hervorgerufen werden.

Während der Wiedererwärmung kommt es häufig zu einer Konzentration der Flüssigphase im Rohteil, welche beim Umformen in die Außenbereiche des Bauteils gedrückt wird. Dies hat ungleichmäßige Bauteilstrukturen durch die Entstehung makroskopischer Fehler, wie z.B. Poren, Oxideinschlüsse und Überlappungen zur Folge, wodurch die mechanischen Eigenschaften des Bauteils beeinträchtigt werden.

4.8.5.1 Poren und Oxideinschlüsse

Die Porenbildung entsteht in Bauteilbereichen, in denen ein starkes Querfließen des Materials auftritt. Die Flüssigphasenseigerung verursacht starke lokale Strukturunterschiede sowie Oxideinschlüsse (Abb. 4.232). Dies kann jedoch anhand einer leichten Reduzierung des Flüssigphasenanteils bei der Erwärmung zum Teil vermieden werden /Fis08/.



Abb. 4.232 Poren in einem thixogeschmiedeten Bauteil

4.8.5.2 Überlappungen

Bei dieser Art Fehler wird zwischen „Flüssigphasenüberlappung“ und „Festphasenüberlappung“ unterschieden. Die Festphasenüberlappung entsteht während des Gesenkfüllvorgangs aufgrund einer nicht werkstoffflussgerechten Werkzeuggestaltung. Im Gegensatz zu der äußerlich fehlerfreien Erscheinung der Bauteile, weisen sie im Inneren mehr oder weniger große Risse auf (Abb. 4.233 links). Dies trägt zur Entstehung von Flüssigphasenüberlappungen bei, welche durch Auspressen der schmelzflüssigen Phase aus dem restlichen Gefüge entsteht (Abb. 4.233 rechts).

Dieser Bauteilfehler kann außerdem infolge des starken Wärmeaustauschs zwischen Bauteil und Werkzeugwand und dem resultierenden steilen Temperaturgradienten während der Umformung verursacht werden. Anhand einer Erwärmungsstrategie zum Temperaturausgleich zwischen Randzone und Kern kann dieser Fehler vermieden werden /Fis08/.

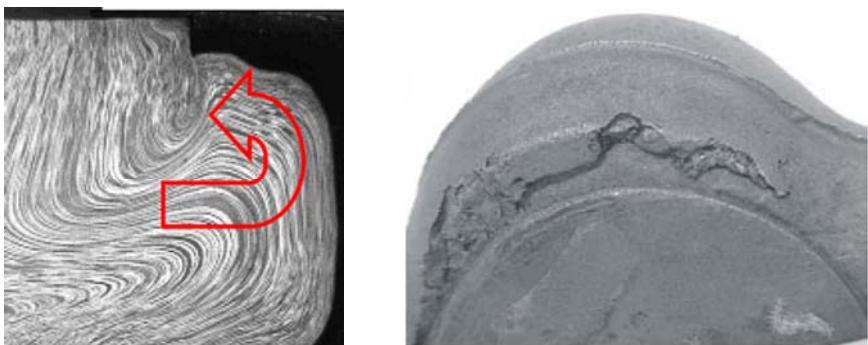


Abb. 4.233 Festphasenüberlappung (links) und Flüssigphasenüberlappung (rechts) im Bauteil

Tabelle 4.25 Vor- und Nachteile des Thixoformings gegenüber Gießen und Schmieden

	Vorteile des Thixoformings	Nachteile des Thixoformings
Gießen	<ul style="list-style-type: none"> - weniger Lunkerbildung - weniger Gas- und Lufteinchlüsse - frühere Entformung möglich - bessere mechanische Eigenschaften der Bauteile - Energieeffizienz, das Metal wird nicht für längere Zeit über Liquidustemperatur gehalten - höhere Taktzeiten zur Produktion - geringere mechanische und thermische Werkzeugbelastung - weniger Bauteilschrumpfung beim Erstarren, eine Near-Net-Shape Fertigung möglich 	<ul style="list-style-type: none"> - Vormaterialbehandlung erforderlich - komplexe Prozessführung - hohe Kosten des Vormaterials - eine kontinuierliche Erweiterung des Prozesswissens und Erfahrung notwendig - hohe Werkzeugentwicklungs-kosten - aufwändige Temperaturregelung
Schmieden	<ul style="list-style-type: none"> - größere Komplexität der Bauteile möglich - geringere Formgebungsenergie nötig - Verkürzung der Prozesskette - Reduzierung des Einsatzes vom überschüssigen Material (z. B. Grat) - Reduzierung der erforderlichen Pressengröße - Reduzierung der notwendigen Herstellungsschritte im Vergleich zu heutigen Verfahren 	<ul style="list-style-type: none"> - schlechtere mechanische Eigenschaften der Bauteile - hohe thermische Werkzeugbelastung - kompliziertere Prozessführung

Neben den erwähnten Faktoren wird die Flüssigphasenüberlappung grundsätzlich durch einen zu hohen Flüssigphasenanteil und eine zu hohe Umformgeschwindigkeit begünstigt. Der Bauteilfehler vom Typ „Überlappung“ ist sehr schwerwiegend, da in den betroffenen Bereichen kein Materialzusammenhalt vorhanden ist /Fis08/.

4.8.5.3 Nicht vollständige Gesenkfüllungsverhalten

Eine optimale Gesenkfüllung verlangt ein angepasstes Werkzeugdesign, eine optimale Presskraft und gute Reibbedingungen zwischen Rohtilmaterial und Werkzeugoberfläche. Anhand der Schutzgasatmosphäre kann das Entstehen einer spröden Oxidschicht an der Bauteiloberfläche vermieden werden, wobei bessere Reibbedingungen und ein besserer Materialfluss erzielt werden können. In **Abb. 4.234** wird exemplarisch eine nicht vollständige Gesenkfüllung gezeigt.



Abb. 4.234 Unvollständige Formfüllung eines thixogeschmiedeten Bauteils

4.8.6 Vorteile des Thixoschmiedens

Tabelle 4.25 zeigt explizit die Vor- und Nachteile des Thixoformings gegenüber den anderen aufgeführten Verfahren. In Tabelle 4.26 werden die Eigenschaften der Verfahren Thixoforming, Gießen und Schmieden systematisch miteinander verglichen.

Tabelle 4.26 Vergleich der Verfahren Thixoforming, Gießen und Schmieden.
DG = Druckguss, KG = Kokillenguss

	Thixoforming	Gießen	Schmieden
Stofffluss	laminar	turbulent (DG) laminar (KG)	laminar
Phasenumwandlung	teilweise flüssig zu fest	flüssig zu fest	keine
Gefügeumwandlung während der Formgebung	teilweise	ja	teilweise
Gefüge nach der Formgebung	Thixogefüge	Dendrite	Verformungsgefüge
Mögliche Inhomogenitäten	Fest-Flüssig-Seigerungen	Konzentrationsseigerungen 60 MPa (DG) 0 MPa (KG)	Grobkornbildung, Faserverlauf
Typische Drücke	100 MPa	>> 100 MPa	
Typische Taktzeiten	20–60 s	30–90 s (DG) 100–200 s (KG)	5–30 s
Arbeitsschritte	1	1	1–10
Typische Bauteilfehler	Mikrolunker, Risse, Kaltläufe	Poren, Lunker, Kaltläufe	Risse, Stiche
Werkzeugbelastung	thermisch	thermisch	thermisch und mechanisch
Energiebedarf zum Umformen	niedrig	sehr niedrig	sehr hoch

4.9 Pulverschmieden

Die Pulvermetallurgie (PM) umfasst nach DIN EN ISO 3252 sowohl die Herstellung metallischer Pulver, als auch deren Verarbeitung zu einsatzbereiten Bauteilen durch Pressen und Sintern. Die Pulvergewinnung und die primäre Formgebung aus dem pulverförmigen Zustand zählen zu den Urformverfahren, das Sintern und weitere Verdichtungsvorgänge (wie z.B. Pulverschmieden) hingegen zu den umformenden Fertigungsverfahren.

4.9.1 Herstellung von Rohteilen aus metallischen Pulvern

Metallische Pulver sind nach DIN EN ISO 3252 Haufwerke von dispergierten Teilchen bzw. Partikeln mit Durchmessern zwischen 0,1 µm und 1 mm. Für die Herstellung von Sinterformteilen wird der mittlere Dispersionsbereich von ca. 10 µm bis 400 µm bevorzugt. Im Allgemeinen werden Pulverherstellungsverfahren in mechanische, chemische und physikalisch-chemische Verfahren unterteilt /Zap81/. Eisen- und Stahlpulver werden überwiegend chemisch durch Direktreduktion aus Eisenerz oder mechanisch durch Wasserverdüsen einer Schmelze hergestellt. Pulver aus Leichtmetalllegierungen wie Aluminium, Magnesium und Titan werden meist auf dem mechanischen Weg durch Gasverdüsen oder Mahlen erzeugt.

4.9.1.1 Formgebung

Das für die Formgebung metallischer Pulver wichtigste und am meisten verwendete Verfahren ist das axiale Pressen, auch Matrizenpressen genannt. Das metallische Pulver wird hierbei in eine Matrize eingefüllt und zwischen Ober- und Unterstempel zu einem Presskörper, dem sog. Grünling, kompaktiert. Der Zusammenschnitt der Pulverpartikel erfolgt durch Verklammerung der Pulverkörner und Vergrößerung der Kontaktflächen infolge plastischer Verformung. Die zum Pulververdichten benötigte Kraft kann entweder vom Oberstempel (einseitig) oder von Ober- und Unterstempel (zweiseitig) herbeiführt werden.

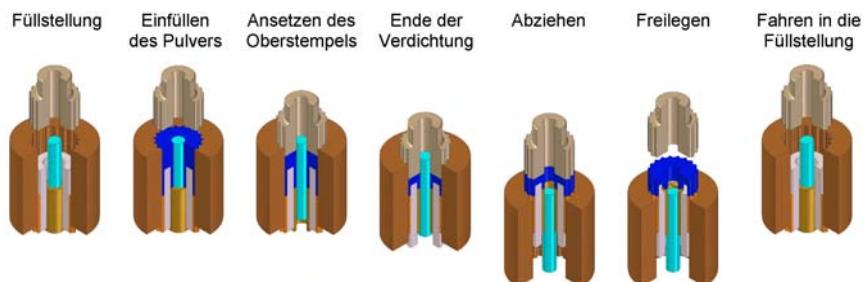


Abb. 4.235 Stadienfolge beim Pressen einer komplexen, abgesetzten Zahnriemenscheibe

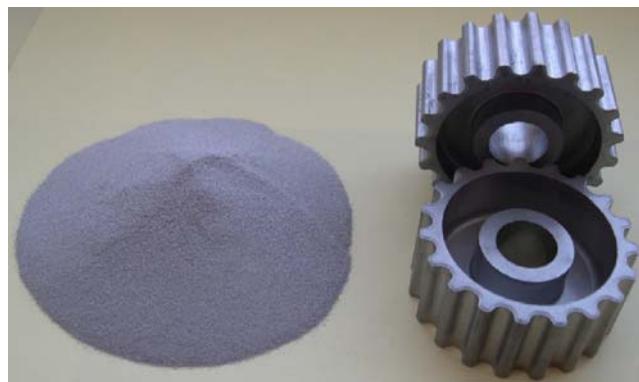


Abb. 4.236 Am IFUM pulvergepresste Zahnriemenscheibe aus wasserverdüsttem Stahlpulver

Zum Erreichen einer möglichst gleichmäßigen Dichte bei komplexen Bauteilen wird jedes abgesetzte Bauteilsegment mit einem eigenen Stempel verdichtet. Der schematische Prozessablauf beim Pulverpressen einer Zahnriemenscheibe ist in Abb. 4.235 dargestellt. In **Abb. 4.236** sind die am IFUM hergestellten Zahnriemenscheiben aus Stahlpulver dargestellt.

Auf Grund von flexibel regelbaren Umformgeschwindigkeiten und -wegen werden zum Pulverpressen vorwiegend hydraulische Pressen eingesetzt. In **Abb. 4.237** wird eine hydraulische CNC Pulverpresse HPM 200 E2 der Firma SMS Meer mit sieben getrennt voneinander arbeitenden Stempeln gezeigt.

Beim Pressen von komplex geformten Bauteilen wie der Zahnriemenscheibe ist die Optimierung des Pulverpressprozesses von entscheidender Bedeutung. Ziel ist hierbei eine möglichst homogene Dichteverteilung im Presskörper, um Risse zu verhindern und Sinterverzug möglichst gering zu halten.



Technische Daten

Oberkolben (OK)

Presskraft:	2000 kN
Hub:	300 mm

Unterkolben (UK)

Gegenhaltekraft:	14000 kN
Abzugskraft:	900 kN
Hub:	200 mm

Abb. 4.237 Hydraulische CNC Pulverpresse HPM 200 E2 (Fa. SMS Meer)

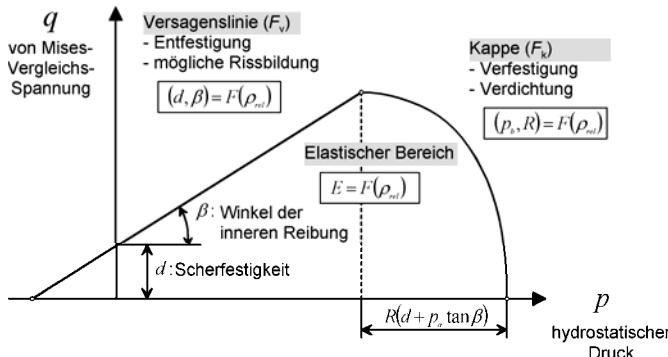


Abb. 4.238 Drucker-Prager-Kappenmodell

Bei der Werkzeugauslegung und -steuerung kommt es häufig zu einer Reihe von Iterationsschleifen um die genannten Ziele zu erreichen. Um diese „Trial and Error-Methode“ weitestgehend zu umgehen, kann die numerische Simulation auf Basis der Finite-Element-Methode dienen. Im Vergleich zum FEM-Einsatz für die Blech- und Massivumformung muss hier zusätzlich der kompressible Charakter des Pulverwerkstoffes berücksichtigt werden. Ein in der numerischen Simulation von Pulverpressprozessen häufig eingesetztes Materialmodell ist das Drucker-Prager-Kappenmodell /Kra01/. In Abb. 4.238 ist das Materialmodell in der Ebene des hydrostatischen Drucks p und der von Mises-Vergleichsspannung q aufgetragen.

Der elastische Bereich ist linksseitig durch die Versagenslinie begrenzt, welche durch die Scherfestigkeit d und den Winkel der inneren Reibung β beschrieben wird. Erreicht ein Spannungszustand diese Gerade, kommt es zur Entfestigung des Materials, was zu einer erhöhten Gefahr der Rissbildung führt. Die rechtsseitige Begrenzung des elastischen Bereichs stellt die elliptische Verdichtungskappe dar. Ihr Erreichen führt zu einer Verdichtung und somit zur Verfestigung des Materials.

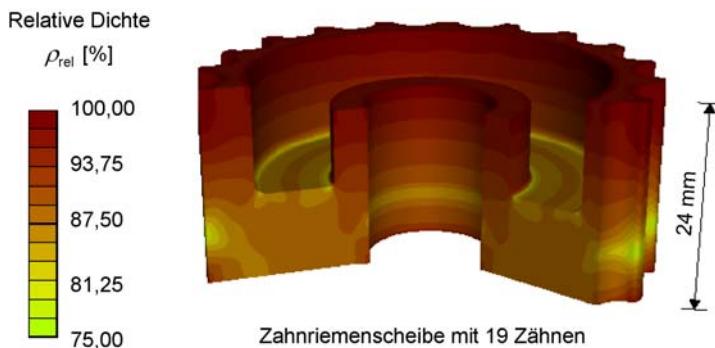


Abb. 4.239 Dichteverteilung eines Grünkörpers einer pulvergepressten Zahnriemenscheibe

In Abb. 4.239 ist beispielhaft für die Anwendung des Werkstoffmodells ein Ergebnis für die DichteVerteilung nach dem Pressen dargestellt. Zu sehen ist die relative Dichte zum Ende des Pressprozesses eines Grünkörpers einer Zahnriemenscheibe, welche von sechs unabhängig bewegten Stempeln verdichtet wurde.

4.9.1.2 Sintern

Gepresste Formkörper weisen eine niedrige Festigkeit auf, die auf Adhäsionskräfte und Kaltverschweißungen zwischen den einzelnen Pulverpartikeln zurückzuführen sind. Erst durch eine Wärmebehandlung, das sog. Sintern, wird daraus ein stabiler Sinterwerkstoff /Zap81/.

Das Sintern wird bei Metallen werkstoffabhängig zwischen 65 und 80% der Schmelztemperatur durchgeführt und ruft eine Verfestigung des Werkstoffs durch Bildung metallischer Brücken zwischen den einzelnen Pulverteilchen hervor. Somit ist Sintern ein thermisch aktiverter Stofftransport, der zur Verstärkung von Kontakten sich berührender Teilchen und zur Abnahme des Porenraums führt. Auf Grund einer großen Oberfläche des pulvormigen Werkstoffs und somit einer hohen Affinität zu den umgebenden Gasen wird das Sintern in der Regel unter Schutzgasatmosphäre durchgeführt. Vor dem eigentlichen Sinterprozess werden die beim Pressen eingesetzten Presshilfsmittel ausgebrannt. In Abb. 4.240 wird exemplarisch der Temperatur-Zeit-Verlauf des Sinterprozesses bei Stahl gezeigt.

Durch hohe Materialausnutzung und niedrigen Energiebedarf wird die Sintertechnik für die Fertigung von Serienbauteilen eingesetzt. Gesinterte Bauteile weisen ferner eine hohe Maß- und Formgenauigkeit auf, wodurch eine Nachbearbeitung in der Regel entfällt. Wegen der verbleibenden Restporosität haben Sinterformteile im Vergleich zu massiven Bauteilen niedrigere Festigkeitswerte.

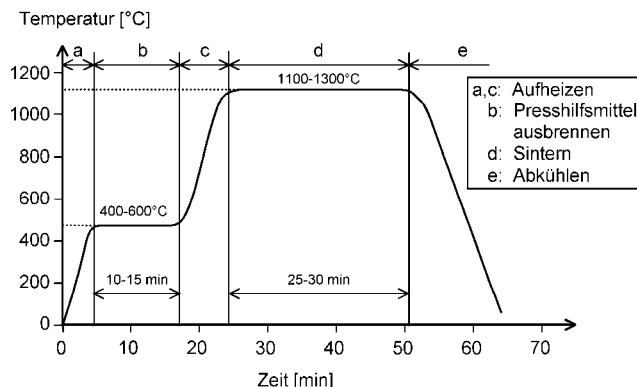


Abb. 4.240 Temperatur-Zeit-Verlauf beim Sintern von Stahl

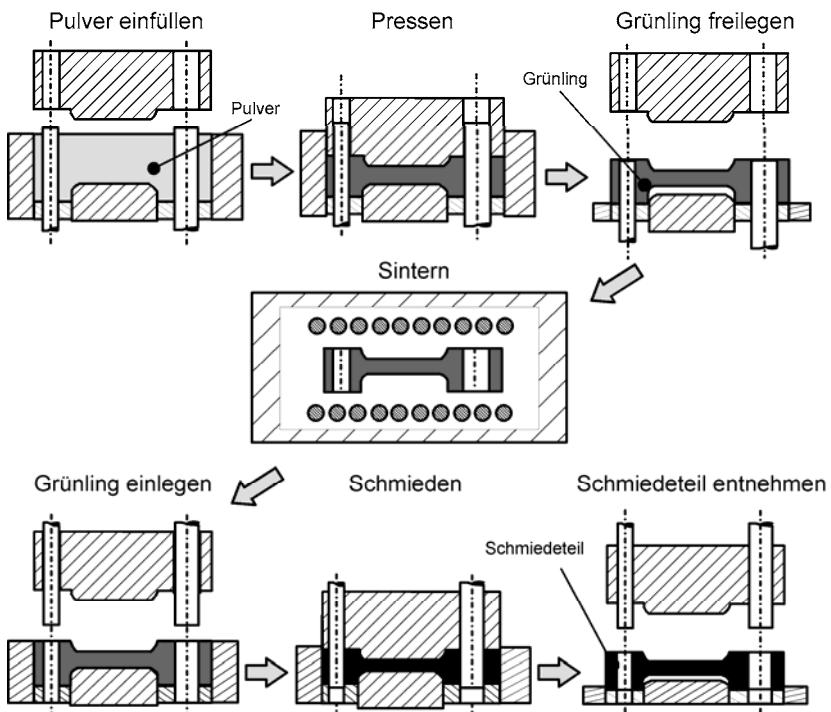


Abb. 4.241 Schematische Darstellung des Pulverschmiedens /Eil94, Sch96/

4.9.2 Verfahrensablauf beim Pulverschmieden

Die herabgesetzten Festigkeitswerte von gesinterten Funktionsbauteilen können durch das Verfahren des Pulverschmiedens vermieden werden. Im Gegensatz zum konventionellen Sintern wird beim Pulverschmieden das Werkstück in einem anschließenden Schmiedeprozess und mit einem separaten Werkzeugsystem nachverdichtet. In Abb. 4.241 ist der Verfahrensablauf beim Pulverschmieden eines Pleuels dargestellt.

Das Pulver wird zuerst in einem mehrteiligen Werkzeugsystem zu einem endkonturnahen Grüning kompaktiert. Nach dem Freilegen erfolgt, ähnlich wie in der konventionellen Sintertechnik, das Sintern im Ofen. Hierfür werden in der Regel Durchlauföfen mit unterschiedlichen Wärmezonen eingesetzt. Aus der Sinterhitze werden die Bauteile in ein separates Werkzeugsystem eingelegt und abgeschmiedet. Diese Stadienfolge ist typisch für flache Pulverschmiedeteile.

Bauteile mit einem im Vergleich zum Pleuel größeren Höhe-Breite-Verhältnis oder stark konturierte Bauteile werden nicht zu komplexen, endkonturnahen sondern zu einfachen, zylindrischen Grüninglen vorgepresst. In Abb. 4.242 ist der Vergleich des Pulverschmiedens ausgehend von einem zylindrischen und von einem endkonturnahen Grüning dargestellt.

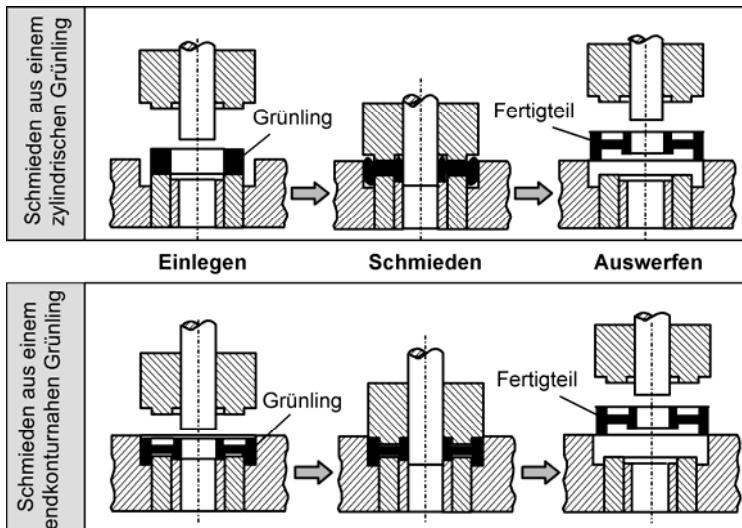


Abb. 4.242 Pulverschmieden ausgehend von einem zylindrischen und einem endkonturnahen Grünling

Beim Pulverschmieden ausgehend von einem zylindrischen Grünling wird ein Werkstofffluss erzeugt. Durch das Fließen des porösen Werkstoffs in die Randbereiche des Werkzeugsystems wird die Schließung der Poren erleichtert und eine höhere Werkstoffverdichtung erreicht. In Abb. 4.243 ist ein Vergleich der Gefügeverdichtung beim Schmieden von Titanpulver mit und ohne Werkstofffluss dargestellt.

Pulvergeschmiedete Bauteile zeichnen sich durch folgende Vorteile aus:

- hohe Rohstoffausnutzung,
- variable Legierungsbildung,
- gute dynamische Eigenschaften sowie
- hohe Materialdichte.

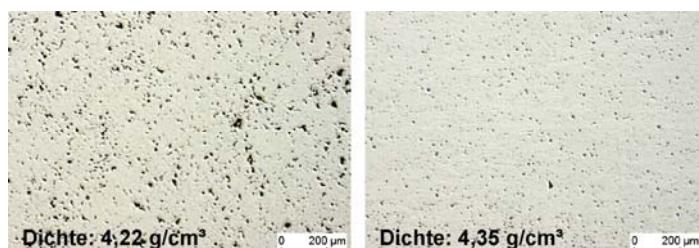


Abb. 4.243 Schliffbilder geschmiedeter Proben aus Titanpulver (links ohne Werkstofffluss, rechts mit Werkstofffluss)

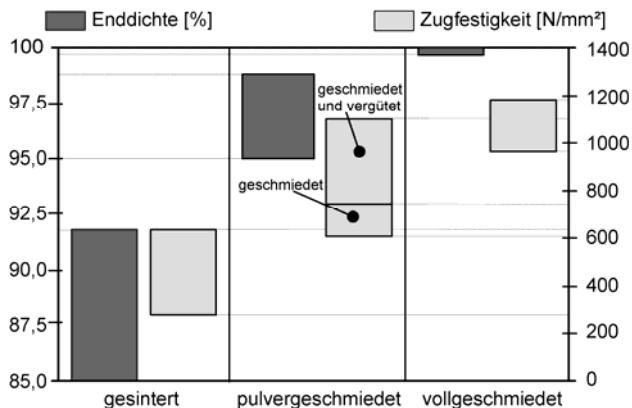


Abb. 4.244 Eigenschaften pulvergeschmiedeter Bauteile aus Stahl (nach SMS Meer)

In Abb. 4.244 sind erreichbare Dichten und Zugfestigkeiten pulvergeschmiedeter Bauteile aus Stahl im Vergleich zu gesinterten und vollgeschmiedeten Bauteilen dargestellt. Ein Vergleich von sinter- und konventionell geschmiedeten Stählen zeigt, dass bei sorgfältiger Pulverherstellung und Führung des Schmiedeprozesses nur geringe Differenzen in den Eigenschaften beider Werkstoffe bestehen /Sch07/.

Durch das Pulverschmieden werden dynamisch hochbeanspruchte Bauteile mit engen Toleranzen und hohen Stückzahlen gefertigt (Abb. 4.245). Das Pulverschmieden wird in der Industrie als automatisiertes und prozessgesteuertes Verfahren und hauptsächlich bei Stahl angewendet. Durch ihre gute Materialausnutzung bieten sich pulvermetallurgische Verfahren auch bei kostenintensiven Leichtmetalllegierungen (Titan, Magnesium, Aluminium) an.



Abb. 4.245 Typische pulvergeschmiedete Bauteile für die Automobilindustrie (GKN Sinter Metals)

Literatur zu Kapitel 4

- /Abd02/ Abdelfattah S (2002) Thixoschmieden im geschlossenen Gesenk zur Herstellung komplexer Stahlbauteile. Dissertation, Universität Hannover
- /Adl67/ Adler G, Walter K (1967) Berechnung von einfachen und mehrfachen Preßpassungen. Ind.-Anz. 89 (1967) 39: 805–809
- /Alt75/ Altmann H (1975) Untersuchungen zum Verfahrensablauf der Herstellung gratloser Schmiedestücke aus Fe-Cr-Ni 18/10-Pulver. Dissertation, Universität Hannover
- /Alt98/ Altenpohl D (1998) Aluminium: Technology, Applications and Environment. Aluminium Association and Minerals, Metals & Materials Society (TMS)
- /Bac02/ Bach, Fr.-W.; Kutlu, I.; Huskic, A.: Aktivlöten von keramischen Segmenten für den Einsatz in verschleißkritischen Bereichen von Schmiedegesenken. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, November, 2002
- /Bar01/ Barnert L, Schober R, Schäperkötter M (2001) Verschleißminderung durch Gesenkeinsätze aus Keramik und Hartmetall. AIF-Projekt 12087 B: Hagen : FSV
- /Bar02/ Barnert L, Dähndel H, Hornhardt C, Altmann C (2002) Verringerung der Druckberührzeit beim Gesenkschmieden durch ein hydraulisches Überlastsystem. Schmiede-Journal 3
- /Bar87/ Bartz WJ (1987) Tribologie und Schmierung in der Umformtechnik. Expert Verlag, Sindelfingen
- /Bau01/ Bauser M, Sauer G, Siegert K (2001) Strangpressen. Aluminium Fachbuchreihe, Aluminium – Verlag Düsseldorf, 2. Auflage
- /Bec00/ Beckmann T (2000) Automatisierte Herstellung komplexer Freiformteile durch Freiformschmieden mit einem Roboter. Umformtechnische Schriften, Band 96, Shaker Verlag Aachen
- /Bec98/ Becker J, Fischer G, Schemme K (1998) Light Weight Construction Using Extruded and Forged Semi-Solid-Finished Products Made of Magnesium Alloys. Magnesium alloys and their application DGM, 28.–30. April 1998: 15–28
- /Beh08/ Behrens, B.-A.; Bach, F.-W.; Bräuer, G.; Möhwald, K.; Deißer, T. A.; Paschke, H.; Weber, M.; Bistron, M. Steigerung des Verschleißwiderstandes von Schmiedewerkzeugen - Verschleißreduzierung an Präzisionsschmiedegesenken durch borhaltige PACVD-Beschichtungen, wt Werkstattstechnik online, Jahrgang 98 (2008), H. 10, S. 805-812, ISSN 1436-4980, Springer-VDI-Verlag, Düsseldorf, 2008
- /Ben80/ Bender W (1980) Untersuchungen über die Entkohlungstiefe an Gesenk-schmiedestücken. AiF Forschungsvorhaben Nr. 3573, Forschungsstelle Gesenkschmieden
- /Ben83/ Bender W (1983) Untersuchungen über die Beeinflussung der Randeigen-schaften von Schmiedestücken aus unlegierten Kohlenstoffstählen. Disser-tation, Universität Hannover
- /Bob91/ Bobke Th (1991) Randschichtphänomene bei Verschleißvorgängen an Ge-senkschmiedewerkzeugen. Fortschritts-Berichte Reihe 5 Nr. 237 Düssel-dorf, VDI Verlag

- /Bro77/ Broder G (1977) Umformen von nichtrostenden Stählen zu Instrumenten, Bestecken und Werkzeugen. Stahl u. Eisen 97, Heft 11
- /Bro99/ Broß G (1999) Entwicklung eines Verfahrens zum Präzisionsschmieden von Pkw-Pleueln. Dissertation, Universität Hannover, Fortschr.-Ber. VDI Reihe 2 Nr.508, VDI-Verlag, Düsseldorf
- /Bru55/ Bruchanow AN, Rebelwski AW (1955) Gesenkschmieden und Warmpressen. VEB Verlag Technik, Berlin
- /Bus91/ Buschmann B (1991) Schmierstoffanwendung beim Gesenkschmieden. Umformtechnik 25 (1991) 3: 126–129
- /Cha70/ Chamouard A (1970) Estampage et Forge. Tome III, Paris
- /Cle92/ Cleeton M (1992) Forged aluminium steering yoke shaft – a cost and weight reduction program. SAE-Paper 920281
- /DIN10243/ DIN EN 10243 (2000) Gesenkschmiedeteile aus Stahl – Maßtoleranzen. Hrsg.: Deutsches Institut für Normung, Berlin, Köln: Beuth-Verlag, Ausgabe: 2000-06
- /DIN1342/ DIN 1342, Teil 1 (1973) Viskosität, Rheologische Begriffe. Hrsg.: Deutsches Institut für Normung, Berlin, Köln: Beuth-Verlag
- /DIN1729/ DIN 1729-1 (1982) Magnesiumlegierungen; Knetlegierungen. Hrsg.: Deutsches Institut für Normung, Berlin, Köln: Beuth-Verlag, Ausgabe: 1982-08
- /DIN50320/ DIN 50320 (1979) Verschleiß. Hrsg.: Deutsches Institut für Normung, Berlin, Köln: Beuth-Verlag
- /DIN573/ DIN EN 573-3 (1994) Aluminium und Aluminiumlegierungen – Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug. Chemische Zusammensetzung. Teil 3. Hrsg.: Deutsches Institut für Normung, Berlin, Köln: Beuth-Verlag
- /DIN586/ DIN EN 586 (1996) Aluminium und Aluminiumlegierungen – Schmiedestücke. Technische Lieferbedingungen (Teil 1), Mechanische Eigenschaften und zusätzliche Eigenschaftsanforderungen (Teil 2), Grenzabmaße und Formtoleranzen (Teil 3). Hrsg.: Deutsches Institut für Normung, Berlin, Köln: Beuth-Verlag
- /DIN8582/ DIN 8582 (2003) Fertigungsverfahren Umformen – Einordnung; Unterteilung, Begriffe, Alphabetische Übersicht. Hrsg.: Deutsches Institut für Normung, Berlin, Köln: Beuth-Verlag, Ausgabe: 2003-09
- /DIN8583/ DIN 8583 (2003) Fertigungsverfahren Druckumformen. Hrsg.: Deutsches Institut für Normung, Berlin, Köln: Beuth-Verlag, Ausgabe: 2003-09
- /DIN8588/ DIN 8588 (1985) Fertigungsverfahren Zerteilen. Hrsg.: Deutsches Institut für Normung, Berlin, Köln: Beuth-Verlag
- /Dip49/ Dipper M (1949) Das Fließpressen von Hülsen in Rechnung und Versuch. Dissertation, TH Stuttgart
- /Doe00/ Doege E, Janssen S, Elend LE (2000) Umformung von Magnesiumlegierungen. Magnesium-Taschenbuch, Aluminium-Verlag, Düsseldorf: 345–460
- /Doe80/ Doege E, Bockel G, Mohagheghi MD, Hanisch M (1980) Einfluss der Umformmaschine auf die Werkstückgenauigkeit. HFF-Bericht Nr. 6, 10. Umformtechnisches Kolloquium Hannover, 12/13.März 1980
- /Doe86/ Doege E, Meyer Nolkemper H, Saeed I (1986) Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe. 1. Auflage, Carl Hanser Verlag München
- /Don89/ McDonald HW (1989) Cross rolling forging preforms Stahlschlüssel. Precision Metal Band 47, Heft 8: 10–11

- /Der00/ Dreyer G (2000) Präzisionsschmieden, Entwicklung eines Verfahrens zum Präzisionsschmieden komplexer Antriebsbauteile am Beispiel eines PKW-Gangrades. Forschungsheft, Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V.
- /Ede74/ Edenhofer B (1974) Vergleich verschiedener Nitrierverfahren unter besonderer Berücksichtigung des Ionitierens. Fachbereich für Oberflächentechnik, 4
- /Eil94/ Eilrich U, Neubert K (1994) Sinterschmieden heute – Technologie und Wirtschaftlichkeit. Stahl: 37–40
- /Eml66/ Emley EF (1966) Principles of Magnesium Technology. Pergamon Press, Oxford
- /Ewk/ Edelstahl Witten-Krefeld GmbH: Thyroplast, Thyrotherm, Thyrodur, Thyrapid Warmarbeitsstähle. Firmenbroschüre
- /Fel01/ Feldhaus U (2001) Simulieren geht über Probieren. Schmiede-Journal: 30–31
- /Fis08/ Fischer D (2008) Entwicklung eines vollautomatisierten Produktionsprozesses für die Herstellung von Stahlbauteilen durch Thixoschmieden, Dissertation, Leibniz Universität Hannover
- /Fir93/ NN (1993) Firmenschrift der Vereinigten Aluminium Werke – Schmiedeteile. Vereinigte Aluminium Werke
- /Fle88/ Fleischer H (1988) Kaltscherbarkeit von Knüppeln und Stäben aus Stahl. Forschungsbericht IFUM, Universität Hannover
- /Fle91/ Fleischer H (1991) Rohteilqualität beim Scheren von Knüppelhalbzeug. Fortschrittsbericht VDI Reihe 2 Nr. 212, VDI-Verlag Düsseldorf
- /For66/ NN (1996) Forging Industry Handbook Cleveland. Forging Industry Association
- /Fre87/ Frey H, Kienel G (1987) Dünnschichttechnologie. Düsseldorf, VDI-Verlag
- /Fri59/ Friedewald HJ (1959) Preßpassungen für Schnitt- und Umformwerkzeuge. VDI-Forschungsheft 472, VDI-Verlag, Düsseldorf
- /Fri98/ Fritz AH, Schulze G (1998) Fertigungstechnik. Springer Verlag Düsseldorf, 4. Auflage
- /Fuh91/ Fu HC, Lin TT, Yang J13, Wang CC, Lin WS (1991) The forging characteristics of high-strength aluminium alloy. Metals Industries 25 Sonderheft: 122–128
- /Gei76/ Geiger R (1976) Der Stofffluß beim kombinierten Napffließpressen. Berichte aus dem Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart, Nr.36 Girardet Verlag, Essen
- /Ger98/ German RM (1998) Powder Metallurgy of Iron and Steel. John Wiley & Sons, Inc., New York, Chichester, Weinheim, Brisbane, Singapore, Toronto
- /Gra/ Grafix Düsen. Technische Information, Stuttgart
- /Gra75/ Grabke H (1975) Kinematik und Mechanismen der Oberflächenreaktionen bei der Auf- und Entkohlung und Auf- und Entstickung von Eisen in Gasen. Archiv Eisenhüttenwesen: 75ff.
- /Gui38/ Guinier A (1938) Structure of age-hardened aluminium-copper alloys. Nature 142: 569–570
- /Gul01/ Gulde M (2001) Untersuchung alternativer Schmierungstechnologien für Schmiedegesenke. AiF 11701 Abschlußbericht
- /Gut99/ Gutmann P, Zitz U (1999) Leicht und hochbelastbar: Präzisionsgeschmiedete Getriebeteile. Umformtechnik, Band 33, Heft 4: 16–18

- /Hab85/ Haberling E, Schueler P (1985) Zusammenhang zwischen Vergütungsfestigkeit und Temperaturwechselrissbildung von Warmarbeitsstählen. Thyssen Edelstahl, Technische Berichte, Band 11, Heft 2: 158–161
- /Hal06/ Haller B (2006) Einfluss der Prozessparameter beim Thixoschmieden des Stahls C60, Dissertation, Leibniz Universität Hannover
- /Har87/ Hartke G (1987) Volumengenaue Knüppelabschnitte durch Scherschneiden. Fortschritts-Bericht VDI Reihe 2 Nr. 134, VDI Verlag Düsseldorf
- /Hei76/ Heinemeyer D (1976) Untersuchungen zur Frage der Haltbarkeit von Schmiedegesenken. Dissertation, Universität Hannover
- /Hen00/ Henze A (2000) Beitrag zum belastungsgangepassten Auftragschweißen von Gesenkenschmiedewerkzeugen. Fortschritt-Berichte VDI: Reihe 5, Nr. 616, Dissertation, Universität Hannover
- /Her01/ Herlan T (2001) Querkeilwalzen als Vorform- und Fertigformaggregat. Neuere Entwicklungen in der Massivumformung 2001: 45–55, Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart, Fellbach bei Stuttgart
- /Her89/ Herlan T (1989) Optimierter Energieeinsatz bei der Fertigung durch Massivumformung. Dissertation, Universität Stuttgart, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York London Paris Tokyo
- /Her97/ Herbertz R, Hermanns H (1997) Querkeilwalzen. Schmiede-Journal, Heft September: 20–21
- /Hir01/ NN (2001) Massivumformtechniken für die Fahrzeugindustrie: Verfahren, Werkstoffe und Entwicklung/Hirschvogel. Landsberg/Lech, Verlag Moderne Industrie
- /Hir77/ Hirschvogel M (1977) Halbwarmumformung. HFF-Bericht Nr.1, 9. Umformtechnisches Kolloquium Hannover, Hannoversches Forschungsinstitut für Fertigungsfragen e.V., Hannover
- /Hir90/ Hirsig H (1990) Direkt von der Stange – Fließpressen bei Schmiedetemperatur. Industrie-Anzeiger 112 (1990) 83: 28–31
- /Hol71/ Holinski R, Gänscheimer J, von Giesen K (Hrsg.) (1971) Neuere Ergebnisse der Grundlagenforschung und Praxis der Feststoffschrägierung. In: Feststoffe zur Verminderung von Reibung und Verschleiß, Haus der Technik-Vortragsveröffentlichungen, Heft 269, Vulkan, Essen
- /Hor02/ Hornbogen E (2002) Werkstoffe : Aufbau und Eigenschaften von Keramik-, Metall-, Polymer- und Verbundwerkstoffen. 7. Aufl., Springer
- /Hot81/ NN (1981) Hotmatic Warmformer. Draht 32 (1981) 1: 33
- /Huf91/ Hufnagel W (1991) Aluminium-Schlüssel. 4. Auflage, Düsseldorf: Aluminium-Verlag
- /Hus02/ Huskic A, Eckel M, Berg S (2002) Verschleißminderung an Schmiedegesenken mittels Kombinationsbehandlung bestehend aus einer Plasmanitrierung und PACVD-Viellagenbeschichtung. Galvanotechnik: 214–222
- /Icf82/ ICFG (International Cold Forging Group) Document (1982) Calculation Methods for Cold Forging Tools, ICFG DOC 5/82
- /Ids02/ Adlof W (Hrsg.) (2002) Schmiedeteile, Bedeutung, Gestaltung, Herstellung, Anwendung. Verlag Informationsstelle Schmiedestück-Verwendung im Industrieverband Deutscher Schmieden e.V. (IDS)
- /Ids95/ NN (1995) Schmiedeteile – Gestaltung – Anwendung – Beispiele. Informationsstelle Schmiedestück-Verwendung, Industrieverband Deutscher Schmieden e.V. (IDS), 1995: 133
- /Itw/ NN: ITW-Gema Oberflächentechnik GmbH, Firmenbroschüre

- /Jan02/ Janssen S (2002) Umformung von Magnesiumknetlegierungen auf Aluminium-Zink Basis im geschlossenen Gesenk. Dissertation, Universität Hannover
- /Jan99/ Janssen S, Meiners F (1999) Durch Schmieden zu zäheren Werkstücken. Technica 10: 8–14
- /Jer02/ Jerko Sprühsysteme GmbH (2002) Frei programmiertes Sprühen. Umformtechnik 36 (2002) 3: 42–43
- /Kai00/ Kainer, K. U.; von Buch, F.: „Magnesium - Eigenschaften, Anwendungen, Potentiale“ Wiley-VCH Verlag GmbH, Weinheim 2000
- /Kal02/ Kallweit J (2002) Entwicklung von Formgebungsstrategien zum Thixoforming von Stahl und zum Fügen im thixotropen Zustand. Dissertation, RWTH Aachen, Shaker Verlag, Aachen
- /Kam00/ Kammer C (2000) Aufbau von Magnesiumlegierungen. Magnesium-Taschenbuch, Aluminium-Verlag, Düsseldorf: 155–192
- /Kam98/ Kammer C (1998) Aluminium-Taschenbuch. Band 1: Grundlagen und Werkstoffe, 15. Auflage, Aluminium-Verlag, Düsseldorf
- /Kas67/ Kast D, Schuster M (1967) Untersuchungen beim Rückwärts-Napffließpressen. Ind.-Anz. 89 (1967) 21: 411–414
- /Kau84/ Kaufhold Th (1984) Zum Einfluss der Temperatur auf die Eigenschaften von Gesenoberflächen. Dissertation, Uni Hannover, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 5, Nr. 81
- /Kei03/ Keim X (2003) Acheson Industries Deutschland, persönliche Mitteilung
- /Kie65/ Kienzle O, Zabel H (1965) Zerteilen metallischer Stangen durch Abscheren. Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen Nr. 1462, Westdeutscher Verlag Köln
- /Kle00/ Klein K (2000) Numerische Modellierung des Pulverpressens und Sinterschmiedens von Magnesiumlegierungen. Dissertation, Universität Hannover, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2 Nr. 561, VDI-Verlag GmbH Düsseldorf
- /Kle85/ Klein R (1985) Volumengenaues Schneiden. Knüppelscheren haben sich im Schmiedebereich durchgesetzt. Industrie-Anzeiger 107 (1985) 60/61: 12–13
- /Kno78/ Knolle B (1978) Untersuchung über die Schwingfestigkeit von Schmiedeteilen aus unlegierten Vergütungsstählen und ihre Beeinflussung durch kostenreduzierende Maßnahmen. Dissertation, Universität Hannover
- /Koe92/ König W (1992) Fertigungsverfahren. Band 4: Massivumformung, 3. Auflage, VDI Verlag Düsseldorf
- /Kra01/ Kraft, T.; Coube, O.; Riedel, H.: „NUMERISCHE SIMULATION DES PRESSENS UND SINTERNS MIT ABAQUS“, 3. deutschsprachiges ABAQUS Anwendertreffen Freiburg, M. Küssner (Ed.), ABACOM Software GmbH, Aachen, 2001
- /Kuh88/ Kuhlman OW (1988) Forging of Aluminium Alloys. ASM Handbook, former 9th ed. Metals Handbook, Volume 14, ASM International: 244–254
- /Lan78/ Lange K (1978) Energieeinsparung und Fertigungstechnik. Wt-Werkstattstechnik, Band 68, Heft 9: 535–537
- /Lan88/ Lange K (Hrsg.) (1988) Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft, Bd. 2: Massivumformung. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, London, Paris, Tokyo

- /Las92/ Laska R, Felsch C (1992) Werkstoffkunde für Ingenieure. 3. Auflage, Fried. Vieweg & Sohn Verlag, Braunschweig, Wiesbaden
- /Lin00/ Linsmeier KD (2000) Technische Keramik: Werkstoff für höchste Ansprüche. Verlag Moderne Industrie, Landsberg/Lech
- /Lor93/ Lorenz B (1993) Grundlagenuntersuchungen beim Querwalzen. Int. Forschungsbericht, IUW Chemnitz
- /Löw71/ Löwen J (1971) Ein Beitrag zur Bestimmung des Reibungszustandes beim Gesenksschmieden. Dissertation, Universität Hannover
- /Low94/ Lowak H (1994) Schmiedeteile aus Aluminium im Fahrwerk – Stand und Entwicklung. In: Lehrgangsband Aluminium – Werkstofftechnik für den Automobilbau, Teil C der Technischen Akademie Esslingen, Ostfildern, 17.–18.02.1994
- /Lug99/ Lugscheider E, Hornig Th (1999) Verschleiß und Verschleißreduzierung an Werkzeugen für das Thixoforming. Automobilarbeitskreis Innenhochdruck- und Thixoumformen, Bad Nauheim: 52–65
- /Lui90/ Luig H, Bobke Th (1990) Beanspruchung und Schadensarten an Schmiedegesenken. Tribologie und Schmierungstechnik 37 (1990) 2: 76–81
- /Lui93/ Luig H (1993) Einfluß von Verschleißschutzschichten und Rohteilverzunderung auf den Verschleiß beim Schmieden. Dissertation, Universität Hannover. Fortschritt Berichte VDI, Reihe 5, Nr. 315
- /Mac65/ Machu W (1965) Oxalatüberzüge als Hilfsmittel bei der Kaltverformung von rostfreien Eisen-Chrom-Nickel-Legierungen. Metalloberfläche 19 (1965) 7: 204–208
- /Man83/ Mang T (1983) Die Schmierung in der Metallbearbeitung. Vogel-Verlag, Würzburg
- /Mas01/ (2001) Massivumformtechniken für die Fahrzeugindustrie Verfahren, Werkstoffe und Entwicklung, Bibliothek der Technik, Moderne Industrie
- /Mer00/ Merkel M, Thomas KH (2000) Taschenbuch der Werkstoffe. 5. Auflage, Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, München, Wien
- /Mes06/ Meßmer G (2006) Gestaltung von Werkzeugen für das Thixoschmieden von Aluminium- und Messinglegierungen in automatisierten Schmiedezellen, Beiträge zur Umformtechnik (54), Institut für Umformtechnik (IFU), Universität Stuttgart, DGM Informationsgesellschaft Verlag
- /Met72/ NN (1972) Bar cropping billet defects. Metallurgia and Metal Forming 39: 50–52
- /Mey77/ Meyer Nolkemper H, Lange K (1977)Gesenkschmieden. 2.Ausgabe, neu-bearb. Aufl. Springer
- /Mey79/ Meyer Nolkemper U (1979) Gesenkschmieden von Aluminiumwerkstoffen. Aluminium 55 (1979) 3: 226–229 (Teil 1), 4: 286–289 (Teil 2), 5: 348–351 (Teil 3), 6: 412–415 (Teil 4), 8: 541–545 (Teil 5), 9: 607–608 (Teil 6), 10: 671–673 (Teil 7), 11: 739–741 (Teil 8), 12: 798–800 (Teil 9)
- /Mey81/ Meyer Nolkemper H (1981) Standmengen von Schmiedegesenken. Forschungsstelle Gesenkschmieden an der Universität Hannover
- /Muc00/ Muckelbauer M, Böse L (2000) Virtuelle Prozessentwicklung mit Schmiedesimulations-software. Schmiede-Journal 09/2000: 36/37
- /Müs02/ Müssig B (2002) Temperierung von Schmiedewerkzeugen zur Erhöhung der Bauteilgenauigkeit. Dissertation, Universität Hannover

- /Neu01/ Neubauer I (2001) Numerische Untersuchungen zur Auslegung von Präzisionsumformprozessen am Beispiel schrägverzahnter Stirnräder. Dissertation, Universität Hannover
- /Neu61/ Neuberger F, Möckel L (1959) Richtwerte zur Ermittlung der Gratdicke und des Gratbahnverhältnisses beim Gesenkschmieden von Stahl. Werkstattstechnik 49: 775/76
- /Neu99/ Neugebauer R, Lorenz B (1999) Neueste Entwicklungen auf dem Gebiet des Querwalzens. Neuere Entwicklungen in der Massivumformung 1999, Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart, Fellbach bei Stuttgart: 103–114
- /Nis94/ Nishiyama S, Fujikawa S, Sekiguchi T, Motomura M (1994) Formging of aluminium alloys for automobile industry – Present applications and future developments. Journal of Material Processing Technology Vol. 46, October 1994, No.1–2
- /Noy71/ Noyes J (1971) The case for precision forgings and pressings. Sample Quarterly 2 (1971) 1: 61–65
- /Opp03/ Oppermann B (2003) Bevor ein Grat entsteht, ist das Metall schon ab. Industrieanzeiger, Ausgabe 3: 40
- /Ost98/ Ostermann F (1998) Anwendungstechnologie Aluminium. Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 1. Auflage
- /Oud79/ Oudin J, Ravalard Y (1979) The experimental and theoretical analysis of plastic flow during the closed-die cropping of rectangular bars. International Journal of Mechanical Sciences 21: 63–70
- /Pap96/ Papke M (1996) Pulver- und Präzisionsschmieden von Superleichtlegierungen auf Magnesium-Lithium-Basis. Fortschritts-Berichte VDI, Dissertation, Universität Hannover
- /Pis92/ Pischel H (1992) Große, komplexe Leichtmetallwerkstücke gesenkschmieden. Werkstatt und Betrieb 125 (1992) 10, S.765–769
- /Pfa09/ Pfahl A, Puchert A, Behrens BA, Bach FW (2009) Legierungsentwicklung zur Verschleißreduzierung von Schmiedegesenken -Einfluss von Mangan auf die Absenkung der Ac1b-Temperatur, HTM - Journal of Heat Treatment and Materials, Band 64 (2009), Heft 5, S. 291-296
- /Pöh84/ Pöhlandt K (1984) Vergleichende Betrachtung der Verfahren zur Prüfung der plastischen Eigenschaften metallischer Werkstoffe. Springer Verlag, Berlin u.a.
- /Pol94/ Polmer IJ (1994) Magnesium Alloys and Application. Materials Science and Technology 10: 1–16
- /Pol98/ Polley W (1998) Untersuchungen zum Gravurfüllungsverhalten beim Präzisionsschmieden von Aluminiumknetlegierungen. Dissertation, Universität Hannover
- /Pot97/ Poth R (1997) Karosserie-Leichtbau. Vortrag auf dem BMBF-Workshop: Werkstoff- und produktionstechnische Potentiale für sparsame, umweltverträgliche und wettbewerbsfähige Kraftfahrzeugkonzepte, Bonn, 31.01.–01.02.1997
- /Pre38/ Preston GD (1938) The diffraction of x-rays by age-hardening aluminium-copper alloys. Proc. Roy. Soc. A 167 (1938) 14: 526–538
- /Red92/ Reddy V (1992) Powder spray technologies and their selection. Product Finishing, April 1992: 24–28

- /Ric71/ Rice JR, Levy N, Marcal, PV (1971) Progress in three-dimensional elastic-plastic stress analysis for fracture mechanics. Nuclear Engineering and Design Band 17, Heft 1: 64–75
- /Rie97/ Riehle M, Simmchen E (1997) Grundlagen der Werkstofftechnik. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Stuttgart
- /Rom98/ Romanowski C (1998) Verschleißminderung an Schmiedegesenken mittels keramischer Werkstoffe. Düsseldorf: VDI-Verlag Fortschritt-Berichte
- /Rwe84/ NN (1984) Induktive Erwärmung. Rheinisch-Westfälische Elektrizitätswerke AG
- /Sch00/ Schmidt BC, Flüß A, Kohlstette J (2000) Gratloses Präzisionsschmieden von Langteilen. Umformtechnik, Band 34, Heft 3: 43–46
- /Sch01/ Schmidt BC, Flüß A (2001) Bauteile schmieden ohne Gratansätze. MM – Maschinenmarkt, Würzburg, Band 107, Heft 7: 42–44
- /Sch54/ Schichtel G (1954) Magnesium-Taschenbuch. VEB Verlag Technik, Berlin
- /Sch66/ Schmoekel D (1966) Untersuchungen über die Werkzeuggestaltung beim Vorwärts-Hohlfließpressen von Stahl und Nichteisenmetallen. Berichte aus dem Institut für Umformtechnik, TH Stuttgart, Nr. 4, Girardet Verlag, Essen
- /Sch67/ Schulze Horn H (1967) Untersuchung über die Struktur, die Bildung und die Haftfestigkeit von Zunder bei Temperaturen bis 1200 °C und Wärmung in verschiedenen Verbrennungsatmosphären. Dissertation, TH Hannover
- /Sch68/ Schmitt G (1968) Untersuchungen über das Rückwärts-Napffließpressen von Stahl bei Raumtemperatur. Berichte aus dem Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart, Nr. 7, Girardet Verlag, Essen
- /Sch74/ Scheuermann H (1974) Untersuchung des Eigenspannungszustandes gescherter Abschnitte von Stahlknüppeln. Dissertation, TH Hannover
- /Sch81/ Schmidk B (1981) Abgraten von Schmiedeteilen aus Stahl und Eigenschaften der Gratnaht. Dissertation, Universität Hannover
- /Sch86/ Schoch H (1986) Ein Beitrag zum Gesenksschmieden aushärtbarer Aluminiumlegierungen. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 2: Fertigungstechnik Nr. 122, Düsseldorf: VDI-Verlag
- /Sch89/ Scharf C (1989) Warmschmieden und Kaltfließpressen von Aluminium-Werkstoffen. Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, Forschungsgesellschaft Umformtechnik (FGU), Stuttgart: 6.–7.07.1989: 3.1–3.13
- /Sch92/ Schulte W (1992) Verschleiß von Strangpresswerkzeugen bei der Herstellung von Stahlprofilen. Konferenz Einzelbericht, Sympos. D. dt. Ges. f. Materialkunde, DGM Verlag, Oberursel: 227–238
- /Sch96/ Schlieper G, Esper FJ (Hrsg.) (1996) Herstellung von PM-Bauteilen. Pulvermetallurgie, Expert-Verlag, Renningen-Malmsheim
- /Sch07/ Schatt, W.; Wieters, K.-P.; Kieback, B.: „PULVERMETALLURGIE: TECHNOLOGIE UND WERKSTOFFE“, 2. Auflage, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2007
- /Sei92/ Seidel R, Luigi H (1992) Friction and wear processes in hot die forging. In: Berns, H. et. Al.: New Materials Processes Experiences for Tooling, Proceedings of the International European Conference on Tooling Materials, Interlaken, Schweiz, 07.–09.09.1992

- /Sel201/ Stahleinsatzliste 201 (1992) Werkstoffe für Werkzeuge in Rohr- und Strangpressen für die Verarbeitung von Kupfer und Kupferlegierungen. Stahleinsatzlisten des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute. Oktober 1992. Verlag Stahleisen, Düsseldorf.
- /Sie32/ Siebel E (1932) Die Formgebung im bildsamen Zustande : theoretische Grundlagen der technischen Formgebungsverfahren. Stahleisen, Düsseldorf
- /Sie70/ Siemund G (1970) Chemische Oberflächenbehandlung für das Kaltmassivumformen von Stahl. Drahtwelt 56 (1970) 11: 641–648
- /Sie97/ Siegert K, Krüßmann M (1997) Rundkneten im Einstechverfahren. Umformtechnik Heft1/97: 30–32
- /Sil03/ Silbernagel C (2003) Beitrag zum Präzisionsschmieden von Zahnrädern für Pkw-Getriebe. Dissertation, Universität Hannover
- /Smo03/ Smolik J, Gulde M, Walkowicz J, Suchanek J (2003) Influence of the structure of the composite: nitrided layer/pvd coating on the durability of forging dies made of steel din-1.2367. Surface and Coatings Technology, 07/2003
- /Sol72/ Solovcov SS (1972) Das Scheren von genauen Halbzeugen für die Warmumformung von Formstahl. Auswahlübersetzung aus: Kuznečno-stampovočnoe proizvodstvo Nr. 8
- /Spe98/ Spengler R (1998) Quadratische Ausgleichsrechnung und Levenberg-Marquardt Verfahren bei der Verfeinerung von Problemstrukturen. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg
- /Spie96/ Spies HJ, Höck K, Larisch B (1996) Duplex – Randschichten der Verfahrenskombination Nitrieren – Hartstoffbeschichteten. HTM 51, Carl Hanser Verlag, München
- /Spu84/ Spur G, Stöferle Th et al (1984) Handbuch der Fertigungstechnik. Band 2/2 Umformen, Carl Hanser Verlag, München Wien
- /Sto68/ Storozev MV, Popov EA (1968) Grundlagen der Umformtechnik. Berlin, Verl. Technik
- /Str96/ Strohbeck U (1996) Maßnahmen zur Emissionsminderung und Abfallvermeidung in der industriellen Lackiertechnik (1996) Konferenz-Einzelbericht: Schriftenreihe Praxis-Forum, Band 96/13
- /Stu80/ Stute Schlamme W (1980) Konstruktion und thermomechanisches Verhalten rotationssymmetrischer Schmiedegesenke. Dissertation, Universität Hannover
- /Tet66/ Teterin GP, Tarnovskij IJ, Cecik AA (1966) Kompliziertheitskriterium der Schmiedestückform. Kuzn.-stamp.proizvod. 8
- /Teu82/ Teutrine J (1982) Untersuchung des Steifigkeitsverhaltens und der Führungsgenauigkeit von Schmiede-Exzenterpressen. Dissertation, Universität Hannover
- /Tic87/ Tichkiewitch S (1987) Expose de E.N.S, Tichkiewitch, Cachan UMT, Reunion Euroforge, 01.04.1987
- /Tie94/ Tietz HD (1994) Technische Keramik. VDI Verlag Düsseldorf
- /Tod96/ Todo Y, Sakamoto M, Kawabe T (1996) Entwicklung eines Hammergesenkenschmiederoboters und eines Entgratungsroboters. Veröffentlichung des Forging Technology Institute of Japan (FTI), Japan, 1994 auf dem Congres de la Grosse Forge, Paris
- /Umb95/ Umbach R et al (1995) Entwicklungsfortschritte zum Querwalzen von Stahlwerkstoffen. Umformtechnik 29, Heft 3: 173–175

- /Vat65/ Vater M, Nebe G (1965) Über die Spannungs- und Formänderungsverteilung beim Stauchen. VDI-Fortschritts-Berichte, Reihe 2; Nr. 5. Düsseldorf, VDI-Verlag
- /VDI3144/ VDI-Richtlinie 3144 (1988) Rohteilherstellung für das Kaltmassivumformen. VDI-Gesellschaft Produktionstechnik
- /VDI3171/ VDI-Richtlinie 3171 (1981) Stauchen und Formpressen. VDI-Gesellschaft Produktionstechnik
- /VDI3176/ VDI-Richtlinie 3176 (1986) Vorgespannte presswerkzeuge für das Kaltmassivumformen. VDI-Gesellschaft Produktionstechnik
- /VDI3186/ VDI-Richtlinie 3186 (1997) Werkstoffe für Kaltfließpreßwerkzeuge. VDI-Gesellschaft Produktionstechnik
- /Vie69/ Vieregge K (1969) Ein Beitrag zur Gestaltung des Gratspalts beim Gesenk-schmieden. Dissertation, TH Hannover
- /Voi52/ Voigtländer O (1952) Das Spalten von Schmiede-Flachstahl. Werkstattstechnik und Maschinenbau 42: 139–140
- /Voi59/ Voigtländer O (1959) Zuschrift zu H. J. Stöter. Werkstatttechnik 49: 775/776
- /Wag65/ Wagner HW (1965) Die Stauch-eigenschaften reaktiver und hochschmelzender Metalle. Dissertation, Universität Hannover
- /Wal99/ Walter S (1999) Beitrag zu den Werkstoffversagensmechanismen beim Gesenk-schmieden. Dissertation, Universität Hannover, Fortschritt Berichte VDI, Reihe 5, Nr. 549
- /Weg01/ Wegst C (2001) Stahlschlüssel. Verlag Stahlschlüssel Wegst GmbH, Marbach
- /Weg98/ Wegner KW (1998) Werkstoffentwicklung für Schmiedeteile im Automobilbau. ATZ Automobiltechnische Zeitschrift 100, Heft 12, Friedrich Vie-weg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Wiesbaden
- /Wep72/ Wepner J, Mielke G (1972) Genauscheren von Stabstahl. Industrie-Anzeiger Nr. 92 3. Nov., Giradet-Verlag Essen
- /Wes91/ Westhof J (1991) Einfluss hoher Werkstücktemperaturen auf die Bauteil-festigkeit von Aluminiumknetlegierungen. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 2: Fertigungstechnik Nr. 210, Düsseldorf: VDI-Verlag
- /Wöt03/ Wötting G, Barnert L, Wagemann A, Dwuletzki H, Tepper B (2003) Ent-wicklung und Erprobung von keramischen Warmumformwerkzeugen. Schmiede-Journal Nr. 3/2003: 27ff.
- /Wöt99/ Wötting G, Leimer G (1999) Siliziumnitrid-Keramik, deren Eigenschaften und Anwendungen in der Umformtechnik. Konferenz-Einzelbericht: Um-formtechnisches Kolloquium, Hannover, 25.–26. Feb., 1999: 201–213
- /Wun75/ Wunsch F (1974) Festschmierstoffe, Theorie und Praxis. ingenieur digest 13 (1974) 12 und 14 (1975) 1–3
- /You83/ Young et al (1983) Fine Grained Metal Composition. United States Patent No. 4,415,374 – Nov. 15
- /Zap81/ Zapf, G.: „PULVERMETALLURGIE“, Handbuch der Fertigungstechnik, Band 1: Urformen (Hrsg. G. Spur), Carl Hanser Verlag, München Wien 1981

5 Umformmaschinen

Zur spanlosen Formgebung von Werkstoffen werden Maschinen eingesetzt, die unter Verwendung entsprechender Werkzeuge die zur Verformung des Materials erforderlichen Umformkräfte und Energien aufbringen. Je nach Art des Formgebungsprozesses sind die Einsatzbedingungen und somit Anforderungen an die Umformmaschinen unterschiedlich. Es existiert eine Vielzahl von zum Teil sehr speziellen Bauarten und Auslegungsvarianten. Die folgenden Abschnitte geben einen Überblick über die Möglichkeiten, die heute in Fertigungsbetrieben zur Verfügung stehen.

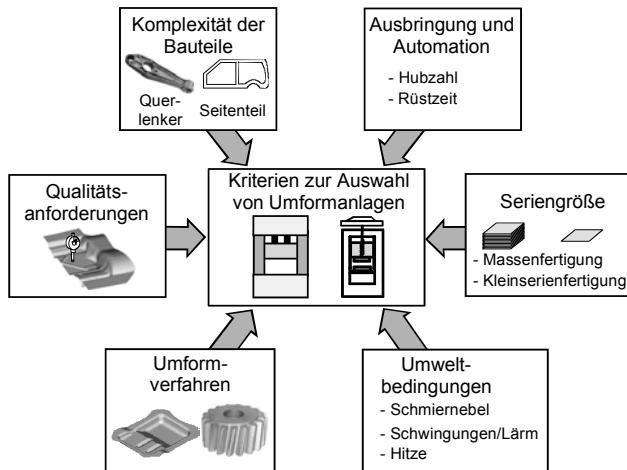
Umformmaschinen sind Investitionsgüter, die eine Nutzungsdauer von mehr als 25 Jahren erreichen können. Der Auswahl und Bewertung von geeigneten Umformmaschinen für die jeweilige Umformoperation kommt daher höchste Bedeutung zu.

5.1 Einteilung der Umformmaschinen

Maschinen der Umformtechnik werden nach drei spezifischen Kenngrößen eingeteilt:

- Arbeit: *Arbeits- bzw. energiegebundene Umformmaschinen;*
Hämmer und Spindelpressen
- Weg: *Weggebundene Umformmaschinen;*
Mechanische Kurbel und Exzenterpressen
- Kraft: *Kraftgebundene Umformmaschinen;*
Hydraulikpressen, servomotorisch getriebene Pressen ohne Schwungmasse

Im Folgenden werden *Kenngrößen*, *Vorteile*, *Nachteile* und *Einsatzgebiete* der einzelnen Pressentypen erläutert (Abb. 5.1).

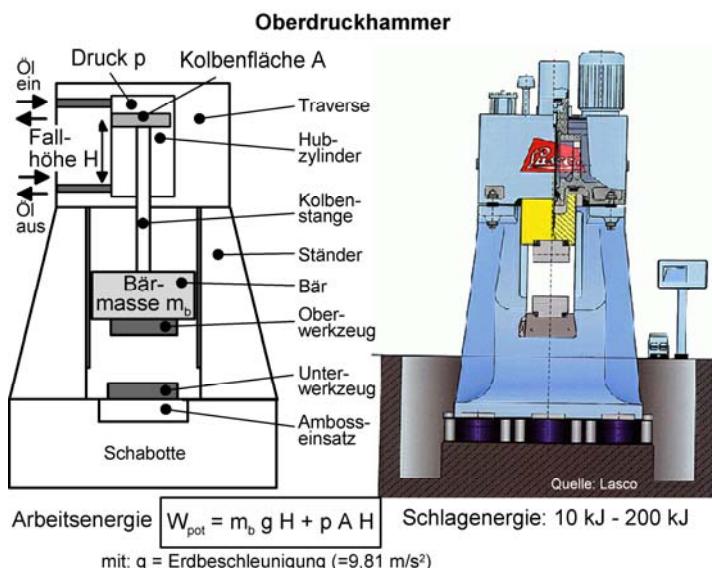
**Abb. 5.1** Kriterien zur Auswahl von Umformanlagen

Arbeitsgebundene Umformmaschinen

Kenngröße:

Die spezifische Kenngröße der arbeitsgebundenen Maschine ist ihre Arbeitsenergie, die zu Anfang der Umformoperation in der Maschine gespeichert ist.

- Beim Hammer (Abb. 5.2) als potentielle Energie W_{pot} .
- Bei der Spindelpresse (Abb. 5.3) als rotatorische Energie W_{rot} .

**Abb. 5.2** Prinzipdarstellung und Arbeitsenergie eines Oberdruckhammers

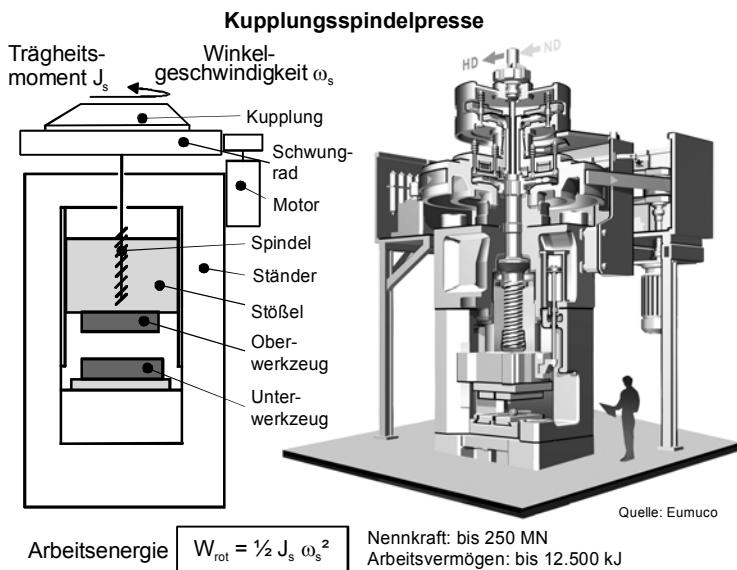


Abb. 5.3 Prinzipdarstellung und Arbeitsenergie einer Kupplungsspindelpresse

Hammer

Vorteile:

- einfache und robuste Maschinen,
- durch den nicht festgelegten unteren Umkehrpunkt besteht die Möglichkeit von Mehrfachschlägen,
- sehr kurze Druckberührzeit,
- kostengünstig (2- bis 3-mal günstiger als Spindelpresse, 7-mal günstiger als Kurbelpresse).

Nachteile:

- Lärmemissionen und Erschütterungen (umweltbelastend),
- schlechter mechanisierbar als Kurbel- und Exzenterpressen,
- Einsatzgebiet nur im Schmiedebereich sinnvoll.

Das Einsatzgebiet beschränkt sich hauptsächlich auf das Schmieden von flachen Bauteilen wie Pleuel oder Turbinenschaufeln.

Spindelpresse

Vorteile:

- großes Energieangebot, genau einstellbar,
- Endkraft ist prozessabhängig,
- etwas kürzere Druckberührzeit als bei Kurbel- und Exzenterpressen.

Nachteile:

- schlechter mechanisierbar als Kurbel- und Exzenterpressen,
- geringe Hubzahlen von 30 min^{-1} (10 MN) und 6 min^{-1} (250 MN),
- 2- bis 3-mal teurer als Hämmer.

Einsatzgebiet:

Schmieden von flachen Bauteilen wie Turbinenschaufeln und insbesondere von Bauteilen mit großen Abmessungen (Turbinenlaufräder, Kurbelwellen, Hinterachsen).

Prägen von Bauteilen wie beispielsweise hochwertiges Essbesteck (wird heute in weiten Bereichen auch auf Exzenterpressen gefertigt).

Weggebundene Umformmaschinen**Kenngroße:**

Weggebundene Maschinen zeichnen sich dadurch aus, dass der Pressenstöbel über einen Kurbel- bzw. Exzenterantrieb mechanisch angetrieben wird. Ein Koppel- und/oder Zahnradgetriebe überträgt die Bewegung von der Antriebswelle auf den Stöbel. In Abb. 5.4 ist das Funktionsprinzip einer Kurbelpresse sowie deren Stöbel-Weg-Zeitverlauf dargestellt (links, unten).

Vorteile:

- Die verschiedenen Bauweisen des Pressengetriebes erlauben die Realisierung von unterschiedlichen Kinematiken des PressenstöBELS. Der Stöbel-Weg-Zeitverlauf der im Abb. 5.4 links abgebildeten Kurbelpresse ist nahezu cosinusförmig, wohingegen die im Abb. 5.5 dargestellten Kniehebelpressen eine komplexere Stöbelbewegung aufweisen.

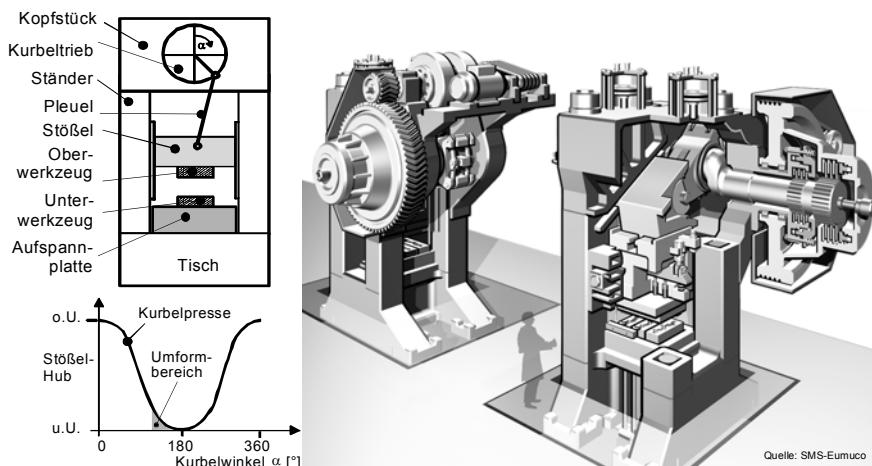


Abb. 5.4 Prinzipdarstellung und Stöbel-Weg-Zeitverlauf einer Kurbel- bzw. Exzenterpresse

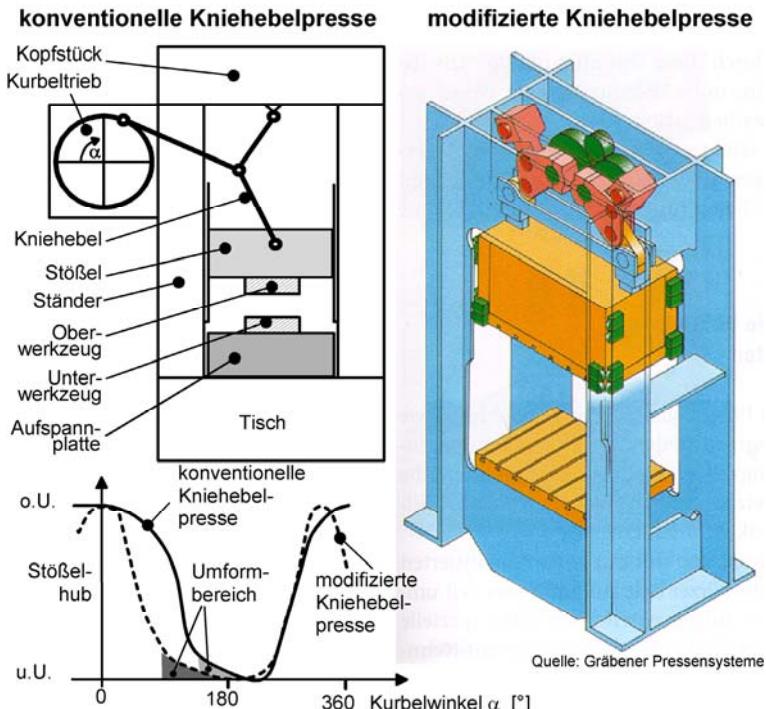


Abb. 5.5 Prinzipdarstellung einer konventionellen (links) und modifizierten (rechts) Kniehebelpresse und deren prinzipieller Stößel-Weg-Zeitverlauf (links, unten)

- Durch die in der Konstruktion der Maschine realisierte Stößelkinematik kann eine Anpassung an die spezifischen Anforderungen eines Umformprozesses bei gleichzeitig erhöhter Taktzahl erzielt werden.
- Sehr gut mechanisierbar.

Nachteile:

- Die Kinematik einer bereits bestehenden weggebundenen Presse kann nur durch Änderung der Hubzahl beeinflusst werden.
- Die Nennkraft steht lediglich im unteren Bereich des Stößelwegs zur Verfügung.

In Abb. 5.5 ist das Funktionsprinzip einer konventionellen Kniehebelpresse (links), einer modifizierten Kniehebelpresse (rechts) sowie deren Stößel-Weg-Zeitverlauf abgebildet (links, unten).

Einsatzgebiet:

Die Einsatzgebiete von weggebundenen Pressen sind alle Bereiche der Blech-, Warm-, Kalt- und Halbwarmumformung-, bei denen hohe Anforderungen an die Ausbringung bei gleichzeitig hoher Bauteilgenauigkeit gestellt werden.

Kraftgebundene Umformmaschinen

Kenngroße:

Bei kraftgebundenen Umformmaschinen, zu denen in erster Linie alle hydraulischen Pressen zählen, kann über den Ölzufluss in den Druckzylinder die erforderliche Kraft über den gesamten Pressenhub eingestellt werden (Abb. 5.6).

Vorteile:

- Nennkraft steht über den gesamten Umformweg zur Verfügung,
- äußerst flexible Stöbelkinematik gegenüber den weggebundenen Pressen,
- gute Automatisierbarkeit, insbesondere durch die heute realisierbaren, unabhängig vom Pressenantrieb betriebenen, elektrischen Transfereinrichtungen.

Nachteile:

- Wegen der geringeren vertikalen Steifigkeit der Presse infolge der Ölsäule im Kraftfluss seltener Einsatz beim Gesenkschmieden. Infolge der damit verbundenen langen Druckberührzeit würde die Lebensdauer der Werkzeuge nachteilig beeinflusst.
- Im Gegensatz zu den weggebundenen Maschinen ist die zu erreichende Taktzahl deutlich geringer.
- Hoher Energieverbrauch.

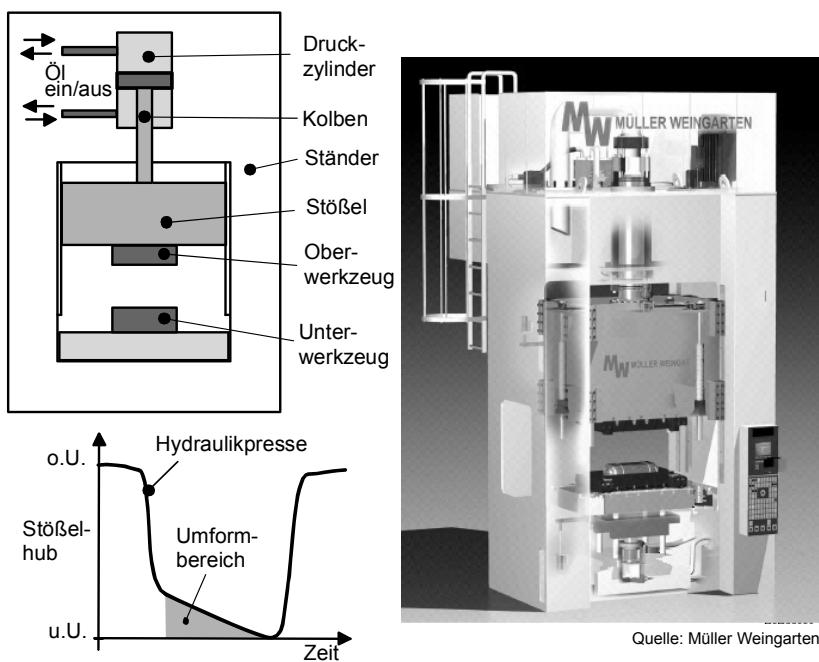


Abb. 5.6 Prinzipdarstellung und Stöbel-Weg-Zeitverlauf einer Hydraulikpresse

Einsatzgebiet:

- Alle Bereiche, bei denen eine flexible Stößelkinematik gefordert wird und geringere Ansprüche an die Ausbringungsrate gestellt werden.
- Aus diesem Grund wird dieser Pressentyp heute in der Blechumformung insbesondere bei der Kleinserienfertigung, der Einarbeitung von neuen Werkzeugen sowie im Bereich der Kaltmassivumformung eingesetzt.
- Häufig sind die Anwender Automobilzulieferer.

5.2 Arbeitsgebundene Umformmaschinen

5.2.1 Schmiedehämmer

Hämmer werden innerhalb der Schmiedeindustrie für das Freiformschmieden und das Gesenkschmieden eingesetzt. Als wesentliche Kenngröße von Hämtern dient das Arbeitsvermögen. Je nach Größe des zu bearbeitenden Schmiedewerkstückes und je nach Umformgrad kommen drei verschiedene Ausführungsformen von Hämtern zum Einsatz (Tabelle 5.1). Fall- und Oberdruckhämmer zählen zu den Schabotthämmern. Die Hammerschläge von Schabotthämmern rufen starke Erschütterungen in ihrer Umgebung hervor. Um zu vermeiden, dass Erschütterungen insbesondere durch den Prellschlag in das Erdreich gelangen, werden Schabotte und Untergestell (Abb. 5.7) extrem massiv ausgeführt. Unter der Schabotte befindet sich das Fundament (Abb. 5.15).

Tabelle 5.1 Typen und Kenngrößen von Hämtern

Kenngrößen	Schabotthämmer		Hämmer ohne Schabotte
	Fallhammer	Oberdruckhammer	Gegenschlaghammer
Max. Fallhöhe [m]	2	1,3	-
Bärbeschleunigung a [m/s ²]	a < g	a > g	a > g
Auftreffgeschwindigkeit [m/s]	ca. 5	6	8–14
Max. Arbeitsvermögen [kNm]	100	200	1000

The diagram shows three cross-sectional views of hammers.
 1. Fallhammer: Shows a simple vertical cylinder (the hammer) falling onto a workpiece held by a fixed anvil.
 2. Oberdruckhammer: Shows a cylinder being driven downwards by a piston connected to a pump or cylinder above it, compressing air or fluid.
 3. Gegenschlaghammer: Shows a cylinder being driven downwards, with its return path being controlled by a valve mechanism, creating a 'counterblow' effect.

Laut Gewerbeordnung muss die Schabottemasse mindestens das zwanzigfache der Bärmasse betragen, um die Erschütterungen des Hammers auf das Fundament zu begrenzen. Als Werkstoff für Schabotte dient Stahlguss.

5.2.1.1 Funktionsprinzip des Schmiedehammers

Das spezifische Merkmal von Schabotthämmern besteht darin, dass die gesamte potenzielle Energie bei jeder Umformoperation umgesetzt wird. Der Bär mit seiner Masse m wirkt hierbei zunächst als Energiespeicher.

Bei der Abwärtsbewegung des Bären mit seinen Zusatzelementen wird die potenzielle Lageenergie in kinetische Energie umgewandelt.

Die kinetische Aufstreffenergie abzüglich der Verluste stellt das Arbeitsvermögen dar. Beim Auftreffen auf das Werkstück wird die kinetische Energie des Bären umgewandelt in:

- Nutzarbeit W_N :
Dies ist die zur Durchführung der Umformoperation erforderliche Arbeit.
- Verluste durch Reibung und vorzeitige Bärumsteuerung:
Um klebende Schläge zu vermeiden, wird der Bär schon vor dem Auftreffen auf das Schmiedestück umgesteuert. Berücksichtigt werden dieser Einfluss und der Einfluss der Führungsreibung auf die Nutzenergie durch den *Fallwirkungsgrad* η_F . Der Fallwirkungsgrad liegt zwischen 0,7 und 0,9.
- Dynamische Verlustarbeiten:
Hierzu zählen die Bärrücksprung- und Schabotteverluste durch elastische Formänderungen der einzelnen Hammerbauteile (Bär, Schabotte, Fundament), die durch den *Schlagwirkungsgrad* η_S beschrieben werden. Der Schlagwirkungsgrad liegt zwischen 0,2 und 0,6.

Die Energiebilanz zur Umformprozessauslegung für einen Hammer lautet:

$$W_N = W_{\text{kin}} \cdot \eta_S \cdot \eta_F = \frac{1}{2} \cdot m \cdot v^2 \cdot \eta_S \cdot \eta_F \quad (5.1)$$

W_N :	Nutzarbeit für Umformoperation in [Nm]
W_{kin} :	Kinetische Energie des Bären beim Auftreffen auf Werkstück in [Nm]
m :	Bärmasse in [kg]
v :	Geschwindigkeit des Bären beim Auftreffen auf das Werkstück in [m/s] (ohne Energieverluste)
η_F :	Fallwirkungsgrad in [-]
η_S :	Schlagwirkungsgrad in [-]

5.2.1.2 Bauarten von Schmiedehämmern

Fallhämmere

Bei Fallhämmern wird das Arbeitsvermögen aus der potenziellen Lageenergie des Bären gewonnen (Abb. 5.7). Die potenzielle Energie des Bären wird beim Herabfallen auf das Werkstück in kinetische Energie umgewandelt.

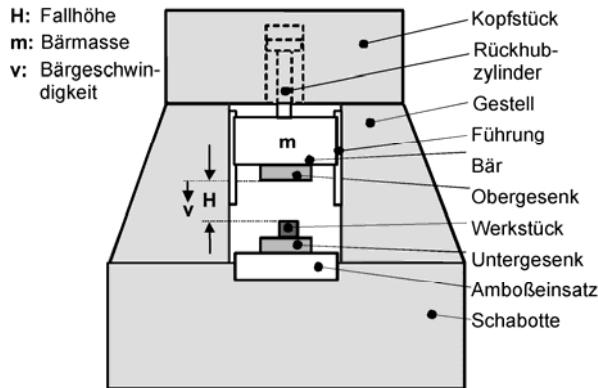


Abb. 5.7 Prinzipieller Aufbau eines Fallhammers

$$W_{\text{kin}} = \frac{1}{2} \cdot m \cdot v^2 = m \cdot g \cdot H \quad (5.2)$$

- H : Fallhöhe [m]
 W_{kin} : Kinetische Energie des Bären beim Auftreffen auf das Werkstück (ohne Verluste)
 g : Erdbeschleunigung $g = 9,81 \text{ m/s}^2$
 m : Bärmasse in [kg]

Der Bär wird während der Abwärtsbewegung durch sein Eigengewicht angetrieben. Die anschließende Aufwärtsbewegung erfolgt über Rückhubzylinder.

Eigenschaften von Fallhammern:

- Der Aufbau ist einfach und robust.
- Fallhammer sind preisgünstig.
- Bei der Fundamentgründung entstehen hohe Kosten und hoher Aufwand.
- Das Arbeitsvermögen ist vergleichsweise gering, andernfalls wird eine größere Bauhöhe notwendig.

Einsatzgebiete von Fallhammern:

Kleine bis mittlere Gesenkteile, wie z.B. Mutterschlüssel, Hebel, Kupplungsteile etc.

Oberdruckhämmer

Bei einem Oberdruckhammer wird das Arbeitsvermögen aus der potenziellen Lageenergie des Bären und der Druckenergie eines hydraulisch oder pneumatisch angetriebenen Antriebzylinders bestimmt (Abb. 5.8).

$$W_{\text{kin}} = (p_1 \cdot A_1 - p_2 \cdot A_2 + m \cdot g) \cdot H \text{ (ohne Verluste)} \quad (5.3)$$

- A : Wirkflächen im Antriebszylinder [m^2]
 H : Fallhöhe [m]
 p : Drücke im Antriebszylinder [N/m^2]

Eigenschaften von Oberdruckhämmern:

- Die Abwärtsbewegung des Bären erfolgt durch das Eigengewicht und durch den Zylinderantrieb.
- Der Aufwärtshub erfolgt mit Hilfe des Antriebzylinders.
- Bei einem Oberdruckhammer mit einem Arbeitsvermögen wie ein Fallhammer kann die Hubhöhe und/oder die Bärmasse kleiner dimensioniert werden.
- Bei hydraulischen Oberdruckhämmern wird über 50 % der Umformenergie hydraulisch generiert.
- Durch die reduzierte Hubhöhe, im Vergleich zum Fallhammer, sind kürzere Taktzeiten möglich.
- Als Vorteil von Oberdruckhämmern sind das höhere Arbeitsvermögen bzw. die höheren Hubzahlen (bis 120 min^{-1}) gegenüber Fallhämmern mit gleichem Arbeitsvermögen zu nennen.

Einsatzgebiete von Oberdruckhämmern:

Mittlere bis große Gesenkteile, wie z. B. Nockenwellen und Flansche.

Gegenschlaghämmern

Hierbei erfolgt die Umformoperation durch das Gegeneinanderfahren eines Unter- und Oberbären. Das Arbeitsvermögen eines Gegenschlaghammers wird bestimmt durch die Auftreffgeschwindigkeiten von Unter- und Oberbär (Abb. 5.9).

$$W_{\text{kin}} = \frac{1}{2} \cdot (m_O \cdot v_O^2 + m_U \cdot v_U^2) \quad (5.4)$$

- m_O : Masse des Oberbären [kg]
 m_U : Masse des Unterbären [kg]
 v_O : Auftreffgeschwindigkeit des Oberbären [m/s]
 v_U : Auftreffgeschwindigkeit des Unterbären [m/s]

Heutzutage werden Ober- und Unterbär überwiegend hydraulisch angetrieben. Das Massenverhältnis von Ober- zu Unterbär liegt zwischen 1:4 und 1:5, damit die Bewegung des Unterbären und damit des Untergesens mit geringer Geschwindigkeit abläuft. Das Werkstück darf dabei nicht aus dem Untergesen herauspringen.

Eigenschaften von Gegenschlaghämmern:

- Durch die gegenläufige Bewegung werden die Erschütterungen nur im geringen Umfang in die Schabotte und Fundamentierung eingeleitet.
- Auf Grund dessen kann die Fundamentierung kostengünstiger erfolgen. Ggf. genügt eine Direktabfederung.

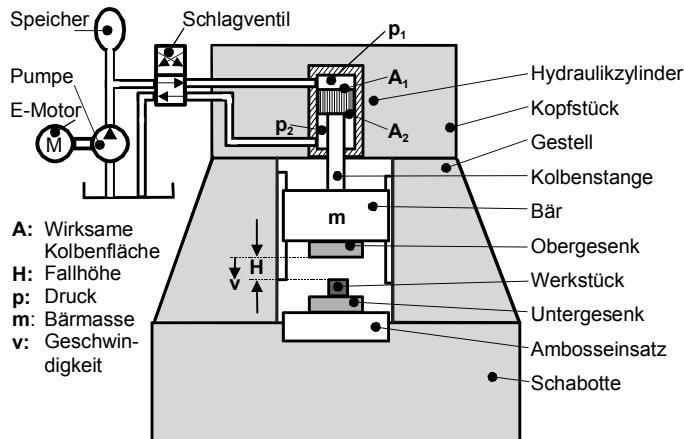


Abb. 5.8 Prinzipieller Aufbau eines Oberdruckhammers

- Die außermittige Belastung von Gegenschlaghämmern ist nur eingeschränkt möglich, da durch das Zusammenfahren von Ober- und Unterbär ein doppelter Versatz resultiert.
- Die maximale Hubzahl fällt kleiner aus als bei Oberdruckhämmern.

Einsatzgebiete von Gegenschlaghämmern:

Schwere bis schwerste Gesenkteile zur Herstellung großer Kurbelwellen, großer Achsen, schwer verformbare Hebel und große Kupplungsteile.

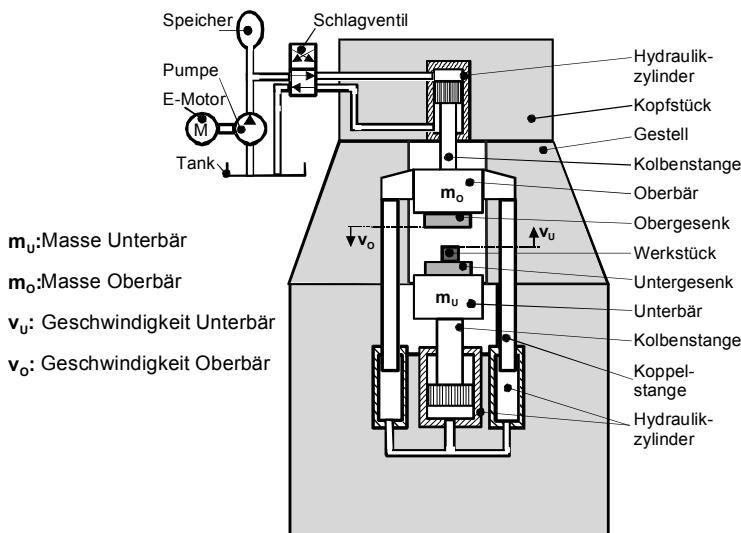


Abb. 5.9 Prinzipieller Aufbau eines hydraulisch betätigten Gegenschlaghammers

5.2.1.3 Baugruppen von Schmiedehämmern

Antrieb

Früher wurde bei einer Neuanschaffung eines Schmiedehammers das Augenmerk überwiegend auf die Investitionskosten gerichtet. Heutzutage hingegen spielt der Energieverbrauch durch steigende Energiepreise eine wesentliche Rolle für eine wirtschaftliche Fertigung. Aus diesem Grund werden anstelle von pneumatischen Antrieben hydraulische Antriebe in neuen oder im Rahmen von Modernisierungsarbeiten in alten Hämmern eingebaut. Der Hydraulikantrieb eines Oberdruckhammers ist im Kopfstück integriert (Abb. 5.10, links). Das Kopfstück dient gleichzeitig als Ölbehälter und ist auf dem Gestell gelagert.

Abb. 5.10 rechts zeigt den prinzipiellen Aufbau des hydraulischen Antriebs eines Oberdruckhammers. Der Hydraulikdruck wird durch die *Pumpe* erzeugt. Für die Druckkonstanz sorgt ein *Hydraulikspeicher*. Bei Auslösen eines Hammerschlags durch Öffnen des *Schlagventils* wirkt ein Hydraulikdruck p von ca. 180 bar auf die obere Wirkfläche A_1 des *Kolbens* und erzeugt die Druckkraft $p \cdot A_1$, die in Richtung der Beschleunigungskraft $m \cdot g$ wirkt. Dem entgegen wirkt der Gegendruck p auf die Fläche A_2 . Die dadurch entstehende Gegenkraft $p \cdot A_2$ drückt den Bären am Ende in den oberen Totpunkt zurück.

Bei Auslösung eines Schlags mit maximaler Energie beträgt die Öffnungszeit des Schlagventils ca. 180 ms. Die frei wählbaren Energiestufen des Hammers werden Regelungstechnisch durch die Öffnungszeit des Schlagventils realisiert.

Hammergestell

Als Gestelle werden einteilige oder mehrteilige Bauarten für Hämmere verwendet. Abb. 5.11 zeigt ein einteiliges und ein mehrteiliges Hammergestell von der Fa. Lasco. Einteilige Gestelle sind als Stahlgußkonstruktionen ausgelegt. Mehrteilige Hammergestellte werden in der Regel als Sphärogussteile gefertigt.

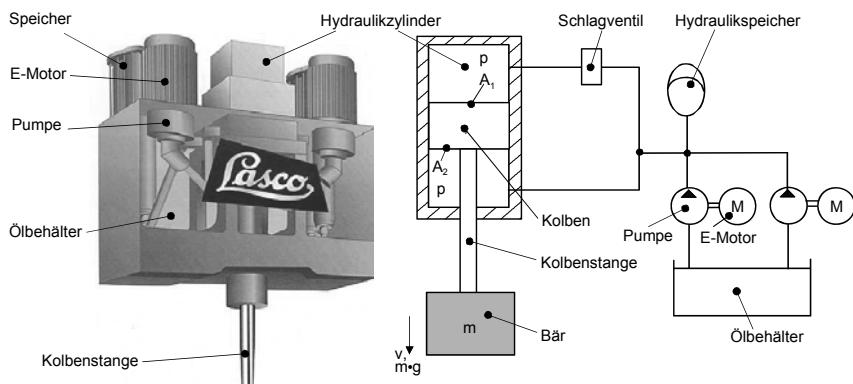


Abb. 5.10 Kopfstück eines Oberdruckhammers (links) mit integrierter Antriebshydraulik (rechts) (Quelle: Fa. Lasco)



Abb. 5.11 Einteiliges Hammergestell (links) und Modernisierung eines Hammers mit mehrteiligem Gestell (rechts) durch Nachrüstung eines Oberdruckantriebes

Eigenschaften von einheitlichen Hammergestellen:

- hohe Fertigungsgenauigkeit, dadurch hohe Maschinengenauigkeit,
- hoher Umformwirkungsgrad,
- ungehinderte Schwingungsausbreitung im gesamten Gestell möglich.

Eigenschaften von mehrteiligen Hammergestellen:

- einzelne Komponenten austauschbar,
- bessere Transportmöglichkeit, insbesondere bei großen Hämtern,
- geringere Maschinengenauigkeit durch Bauteilfugen,
- höhere Schwingungsdämpfung durch Bauteilfugen.

Hammerführung

Das Hauptproblem der Hammerführungen ist die unterschiedliche Wärmeausdehnung von Bär und Führung, da der Bär Temperaturen bis zu 80 °C erreichen kann. Die Temperatur des Gestells hingegen ist wesentlich geringer. Hammerführungen sollten daher so konzipiert sein, dass Wärmeausdehnungen des Bären ohne Wirkung auf die Führungsgenauigkeit bleiben. Dies wird durch breite Führungen, in der so genannten x-Anordnung erreicht. Als Führungssysteme für Hämmer werden gehärtete und geschliffene Prismen- und Trapezführungen verwendet (Abb. 5.12). Die Führungsleisten können aus gehärtetem Stahl bestehen und laufen direkt gegen den geschmiedeten Vergütungsstahl oder Stahlguss des Bären.

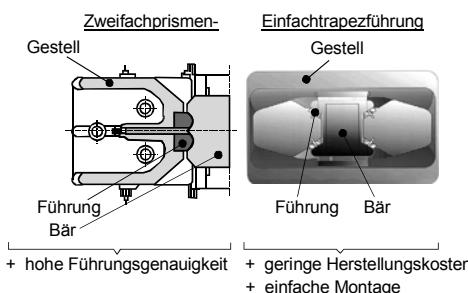


Abb. 5.12 Hammerführungen

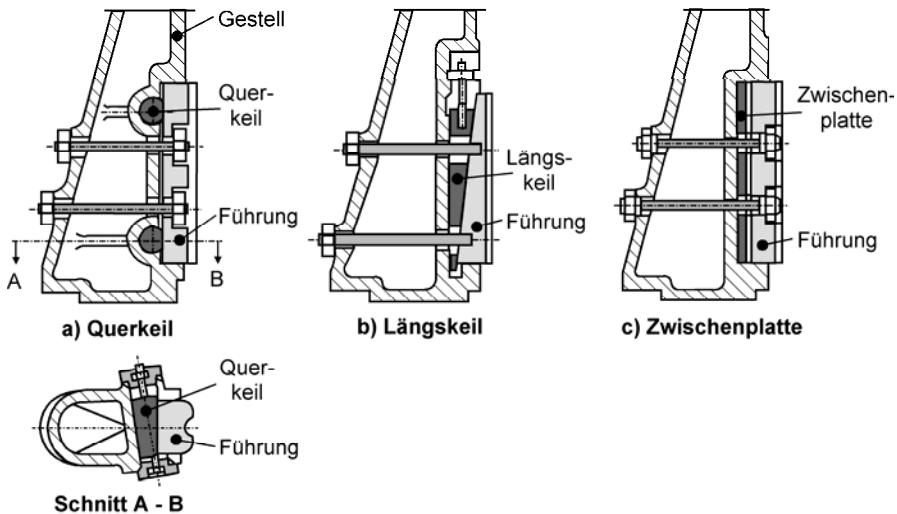


Abb. 5.13 Verstellmöglichkeiten des Führungsspiels an Hämtern

Die Einstellung des Führungsspiels kann über Quer-, Längskeile oder Zwischenplatten (Abb. 5.13) erfolgen.

Eigenschaften von Querkeilen:

- geneigte Zustellung der Führungsleisten von oben nach unten möglich,
- ungünstige Abstützung der Führungsleisten.

Eigenschaften von Längskeilen:

- gute Auflage der Führung über gesamte Fläche,
- nur Parallelverschiebung der Führung möglich,
- ungewollte Verstellung infolge der Schlagwirkung.

Eigenschaften von Zwischenplatten:

- Zwischenplatte kann sich infolge der Schlagwirkung nicht verschieben,
- Spielveränderung nur durch zusätzliche Zwischenplatten möglich.

Bärschloss

Die *Kolbenstange* ist das höchstbelastete Bauteil im Hammer. Damit die erzeugten Schwingungen während des Umformprozesses gedämpft in die Kolbenstange und das Gestell übertragen werden, wird die Kolbenstange über das Bärschloss elastisch über *Gummi-Metallfedern* mit dem Bären verbunden. Abb. 5.14 zeigt den konstruktiven Aufbau eines Bärschlusses.

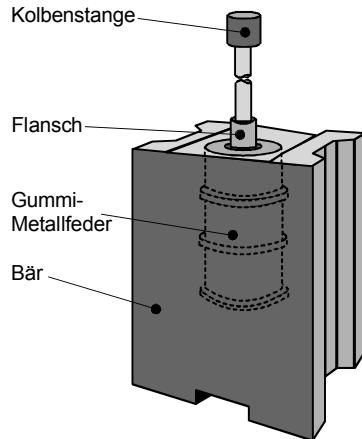


Abb. 5.14 Aufbau eines Bärschlusses

Fundamentierung

Bei der Fundamentierung von Hämtern werden drei Arten unterschieden:

Feste Fundamentgründung (Abb. 5.15, links):

Wenn Schabotthämmer direkt auf dem Fundament gegründet werden, ist die Fundamentierung sehr aufwendig. Die Größe der Fundamentierung richtet sich nach der Höhe des Arbeitsvermögens und der Bodenbeschaffenheit. Als Richtwert für die Fundamentmasse bei fester Gründung gilt das achtzigfache der Bärmasse. Bei Gegenschlaghämmern braucht die Fundamentmasse nur 35 % der Fundamentmasse von Schabotthämtern betragen, da sich die Schläge von Ober- und Unterbär zum größten Teil gegenseitig kompensieren.

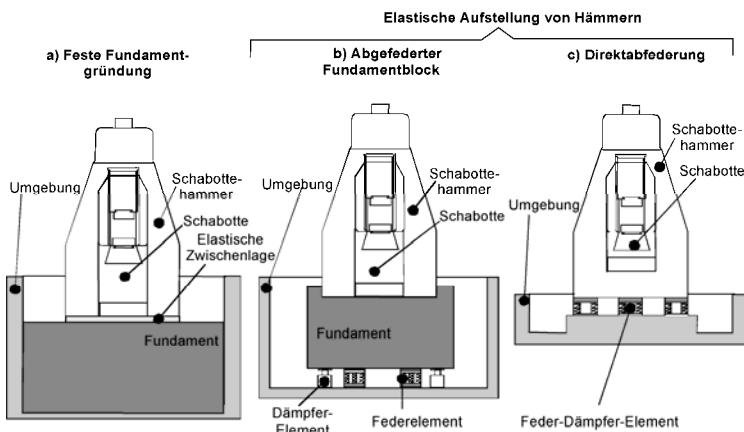


Abb. 5.15 Gründungsmöglichkeiten von Schabotthämmern

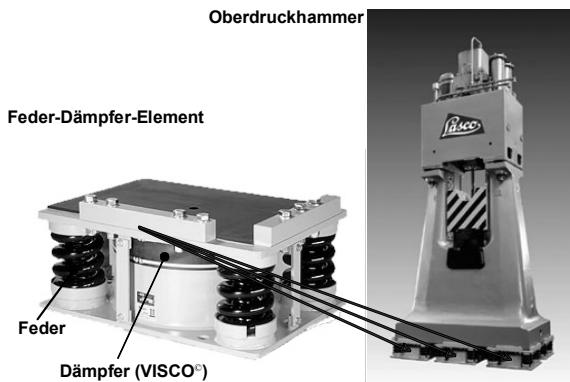


Abb. 5.16 Direktbefederung eines Schmiedehammers auf Feder-Dämpfer-Elementen
(Quelle: Fa. Gerb)

Gründung auf abgefederter Fundamentblock (Abb. 5.15, Mitte):

Neben der Fundamentgründung werden Hämmer zur Schwingungsisolierung elastisch auf abgefederte Fundamentblöcke aufgestellt. Der Hammer steht hierbei mit seinem Fundamentblock auf Feder- und Dämpferelementen. Eine schwingungsisolierte Aufstellung ist immer dann zu empfehlen, wenn:

- Nachbargebäude von den vom Hammer ausgehenden Erschütterungen geschützt werden sollen,
- die Tragfähigkeit des Baugrundes nicht sehr hoch ist,
- Glühöfen, schwingungsempfindliche Maschinen (Schleifmaschinen), Apparate und Gebäude geschützt werden sollen,
- die Schwingungseinwirkung auf Werksangehörige verringert werden soll.

Direkte Gründung auf Federelementen (Abb. 5.15, rechts):

Hierbei werden Feder- und Dämpferelemente unmittelbar unter dem Hammer zur elastischen Schwingungsisolierung angeordnet (Abb. 5.16). Auf das Hammerfundament kann hierbei gänzlich verzichtet werden. Diese Art der Gründung wird heutzutage bei Schabottehähmern angewendet, weil sie sehr viel preiswerter als Lösung b) ist und gleichzeitig eine gute Schwingungsisolierung verspricht.

Eigenschaften der elastischen Aufstellung:

- Erhebliche Kostenersparnis durch stark vereinfachten Fundamentaufbau,
- Bei üblichen Bodenverhältnissen Reduzierung der Erschütterungen in der Umgebung und am Arbeitsplatz um mindestens 85 % gegenüber der festen Gründung,
- Verkürzung der Transportwege und damit schnellere Taktfolgen im Betrieb, da die einzelnen Maschinen einer Gruppe (Hammer, Ofen, Pressen) näher zueinander aufgestellt werden können,
- Vermeidung von Setzungen des Fundaments und ggf. Schrägstellung des Hammers.

5.2.1.4 Bewertung von Schmiedehämmern

Die Auftreffgeschwindigkeit des Bären zu Beginn der Umformoperation und die Druckberührzeit sind neben der energetischen Betrachtung wichtige Kenngrößen zur Beurteilung des Umformprozesses bei der Warmmassivumformung. Tabelle 5.2 spiegelt die Kenngrößen für Schmiedemaschinen wieder. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Auftreffgeschwindigkeit eines Hammers annähernd um den Faktor 10 größer und die Prellschlag- und Umformzeit annähernd um den Faktor 10 kleiner sind als bei Spindel- und Kurbelpressen. Aus diesem Grund kommen Hämmere dann zum Einsatz, wenn kurze Druckberührzeiten gefordert sind. Dies trägt zu einer Erhöhung der Lebensdauer der Werkzeuge bei, weil dadurch die Wärmeabfuhr vom Schmiedeteil in das Gesenk gering ist. Es werden deshalb bevorzugt flache Werkstücke auf Schmiedehämmer gefertigt. Außerdem sind mit einem Hammer Mehrfachschläge auf Grund des nicht festen unteren Totpunkts üblich. Dadurch können Hämmere im Vergleich zu weggebundenen Pressen kleiner dimensioniert werden, wodurch diese preisgünstiger werden (Tabelle 5.2).

Vorteile gegenüber Spindelpressen:

- Kosten eines Hammers sind gering (Kostenverhältnis 3 : 1; Spindelpresse : Hammer),
- Hämmere sind einfacher und robuster,
- Umformgeschwindigkeit ist höher,
- die Druckberührzeiten (Kontakt zwischen Werkstück und Werkzeug) sind kurz.

Vorteile gegenüber weggebundenen Pressen:

- Mehrfachschläge sind möglich,
- Die Kosten eines Hammers sind viel geringer (Kostenverhältnis 7 : 1; weggebundene Presse : Hammer),
- Sehr kurze Druckberührzeiten sind möglich. Damit wird eine hohe Lebensdauer der Werkzeuge sowie ein geringer Wärmeentzug aus den Werkstücken erreicht (günstig für flache Teile).

Nachteile gegenüber weggebundenen Pressen:

- Für die Bedienung eines Hammers ist ein qualifizierter Arbeiter erforderlich.
- Es ist ggf. eine große Fundamentmasse erforderlich.
- Hämmere sind mit erhöhtem Aufwand mechanisierbar, der Einsatz von Robotern ist möglich.
- Innerhalb der Maschine treten hohe Erschütterungen auf (Bär bis $2.000 \cdot g$, Gestell bis $200 \cdot g$, $g = 9,81 \text{ m/s}^2$). Externe Erschütterungen werden heute mit Hilfe von Feder-Dämpfer-Systemen aufgefangen.
- Die Lärmemission durch den Umformprozess ist hoch.

Tabelle 5.2 Kenngrößenvergleich Hammer, Spindelpresse und Kurbelpresse
(Quelle: Fa. Lasco)

Kenngröße	Hammer	Spindelpresse	Kurbelpresse
Auftreffgeschwindigkeit [m/s]	4–6	0,6–0,8	0,3–0,7
Prellschlagzeit [ms]	2–3	30–60	>30
Umformzeit [ms]	5–15	30–150	80–120
Kostenverhältnis	1	3	7

5.2.2 Spindelpressen

Kennzeichnende Größe der Spindelpressen ist die im Schwungrad gespeicherte kinetische Energie. Spindelpressen werden zum Gesenkschmieden, Prägen, Kalibrieren, Präzisionsschmieden und zur Herstellung von Teilen mit hohem Energiebedarf eingesetzt.

5.2.2.1 Funktionsprinzip der Spindelpresse

Das Schwungrad und die Spindel führen eine rotatorische und/oder vertikale Bewegung aus (Abb. 5.17). Beim Auftreffen des Stößels auf das Werkstück wird die kinetische Energie von Schwungrad und Stößel umgewandelt in:

- Nutzarbeit: Die Nutzarbeit bewirkt die Umformung des Rohteils.
- Federarbeit (Abb. 5.26): Die Federarbeit bewirkt nach dem Umformvorgang die Rückbeschleunigung von Stößel und Schwungrad.
- Wärme: Ein Teil der Federarbeit wird im gesamten Maschinenkörper in Wärme umgesetzt.

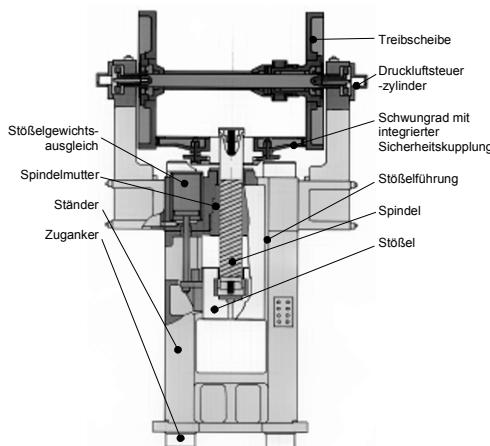


Abb. 5.17 Prinzip der Friktions-Spindelpresse
(Fa. SMS Eumuco)



Abb. 5.18 Friktions-Spindelpresse (Fa. SMS Eumuco)

Durch die Umsteuerung des Antriebs wird der Stöbel wieder in seine Ausgangslage zurückgebracht.

5.2.2.2 Bauarten von Spindelpressen

Zwei grundlegende Bauarten von Spindelpressen werden unterschieden:

- Spindel und Schwungrad sind vertikal bewegbar (Spindelmutter im Gestell),
- Spindel und Schwungrad sind ortsfest gelagert (Spindelmutter im Stöbel).

Die Bauweise hat Auswirkung auf die Belastung der Spindel. Der günstigere Fall ergibt sich bei vertikal beweglicher Spindel. Die Spindel wird oberhalb der feststehenden Spindelmutter auf Torsion beansprucht und unterhalb auf Druck (Abb. 5.17). Die feststehende Spindel wird oberhalb des Flanschlagers (Abb. 5.20) auf Torsion, unterhalb jedoch auf Torsion und Druck beansprucht. Deshalb werden feststehende Spindeln im Durchmesser ca. 10 % größer ausgeführt als bewegliche.

Eine Variante der Spindelpressen mit *axial beweglicher Spindel* ist die Friktions-Spindelpresse. Der Reibradantrieb ist in der Industrie noch vielfach im Einsatz (Abb. 5.18). Spindelpressen mit *ortsfester Spindel* existieren als

- Kupplungsspindelpresse,
- Spindelpresse mit direktem elektromotorischen Antrieb (direktangetriebene Spindelpresse),
- Spindelpresse mit Schwungradantrieb durch mehrere Elektromotoren.

5.2.2.3 Baugruppen von Spindelpressen

Antrieb

a) Friktions-Spindelpresse (Abb. 5.18)

(Spindelpresse mit axial beweglicher Spindel)

Aufbau:

Der Antrieb des Schwungrads erfolgt mittels Reibschluss. Dabei wird eine ständig umlaufende vertikale Reibscheibe gegen das horizontale Schwungrad gepresst (Abb. 5.17).

Eigenschaften:

- einfacher Aufbau, robust,
- große Umformenergie,
- einfache Wartung und Reparatur (die Maschinen werden nach wie vor gerne dann installiert, wenn eine Umstellung von Hämmern auf Spindelpressen stattfindet),
- einfache Bedienung,
- die Reibbeläge am Umfang des Schwungrads können schnell verschleißend.

Einsatzgebiet:

- für alle Arten von Schmiedeteilen universell verwendbar,
- Baugrößen von ca. 4.000–90.000 kN.

b) Kupplungsspindelpresse (Abb. 5.19)

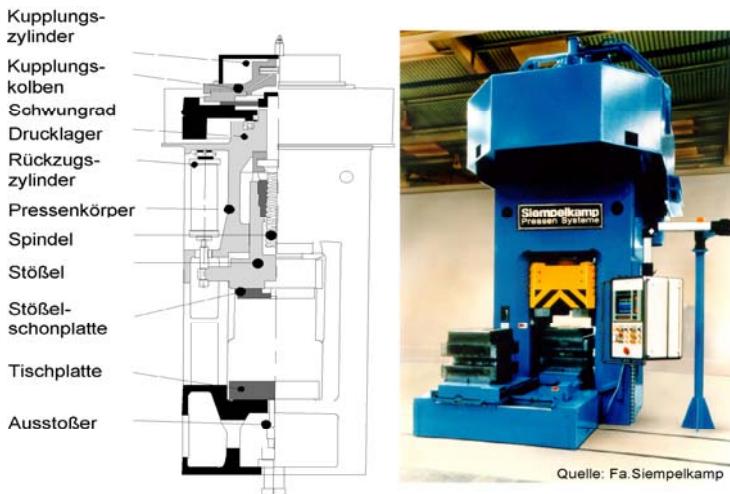
(Spindelpresse mit ortsfester Spindel)

Aufbau:

- In der Regel wird der Stöbel gegen maschinen- bzw. werkzeugseitige Anschläge gefahren.
- Das ständig umlaufende Schwungrad der Presse ist über eine schaltbare Kupplung nur beim Arbeitshub mit der Spindel verbunden (Abb. 5.20).
- Die Hublänge ist variabel.
- Der Rückhub erfolgt durch Rückholzylinder.

Eigenschaften:

- Die Stöbelgeschwindigkeit ist hoch (im Bereich von 0,6 m/s).
- Die Endpresskraft ist über den Lösezeitpunkt der Kupplung einstellbar.
- Die zu beschleunigende Masse (Stöbel + Drehbewegung der Spindel) ist gering.
- Auf Grund der vergleichsweise hohen Auftreffgeschwindigkeit ergeben sich kurze Druckberührzeiten.
- Die maximale Stöbelgeschwindigkeit und das Nennarbeitsvermögen sind in einem weiten Bereich des Hubs verfügbar.
- Die exakte Kraftdosierung ist meist problematisch.

**Abb. 5.19** Kupplungsspindelpresse (Fa. Siempelkamp)

Der Antrieb wird i.d.R. kurz vor dem unteren Umkehrpunkt abgeschaltet. Folgende Abschaltmechanismen sind möglich:

- Fliehkraftregler,
- Abschaltung durch Endschalter bzw. durch ein Wegmesssystem,
- Abschaltung durch Messung der Umformkraft,
- Mechanischer Sensor.

Einsatzgebiet:

- Kupplungsspindelpressen werden in einem weiten Nennkraftbereich gebaut. (Fa. SMS-Eumuco: 8.000–250.000 kN, Spindeldurchmesser: ≤ 1.400 mm).
- Universell einsetzbar für z.B.: Prägen, Kalibrieren, Präzisionsschmieden, Gesenkschmieden, Biegen, Stauchen.

c) Direktangetriebene Spindelpresse (Abb. 5.21)

(Spindelpresse mit ortsfester Spindel)

Aufbau:

- Der Antrieb erfolgt entweder
 - über einen selbst gegen Prellschlag widerstandsfesten Reversiermotor oder
 - mit Rutschkupplung als Überlastsicherung zwischen Motor und Spindel.
- Der Rotor des Antriebsmotors ist direkt mit dem Schwungrad und der Gewindespindel verbunden.
- Der äußere Stator ist mit dem Pressengestell fest verbunden.

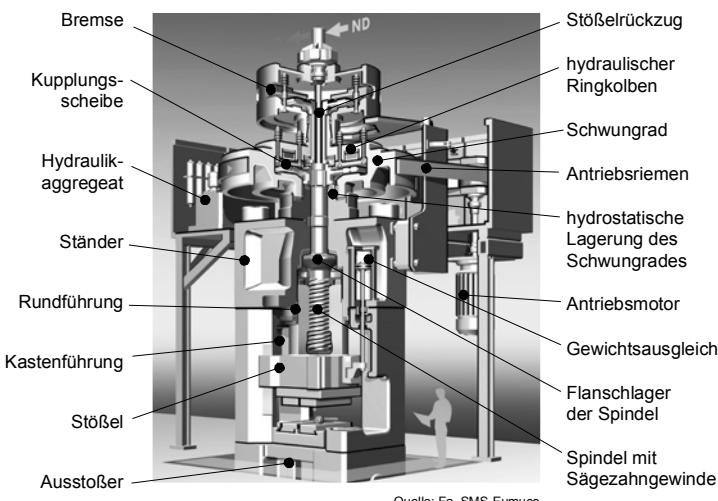


Abb. 5.20 Kupplungsspindelpresse

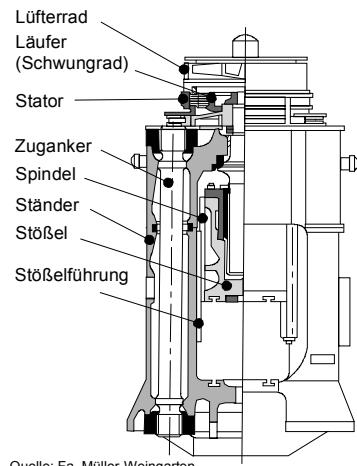


Abb. 5.21 Unterschiedliche Varianten der Spindelpresse mit direktem elektromotorischen Antrieb

Eigenschaften:

- Der Gesamtwirkungsgrad der direktangetriebenen Spindelpresse ist beim Betrieb mit einem frequenzgeregelten Umrichter hoch. Durch die Möglichkeit des generatorischen Bremsens können beliebig kleine Schlagenergien realisiert werden.
- Die Wiederholgenauigkeit, also die abzugebende Energie pro Schlag, ist genau einstellbar ($< \pm 2\%$).
- Die Maschine arbeitet im Vergleich zu anderen Spindelpressen sehr schnell.

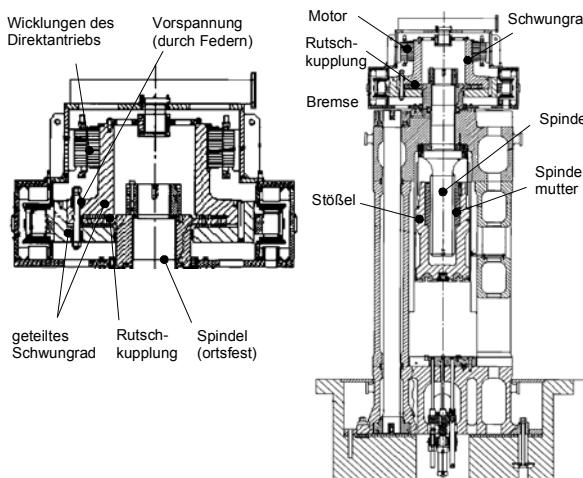


Abb. 5.22 Überlastsicherung durch Rutschkupplung (Fa. Lasco, Typ SPR)

Besonderheit:

Es ist eine große technische Herausforderung, den Rotor so mit der Spindel zu verbinden, dass er selbst Prellschläge im Dauerbetrieb erträgt, z.B.: Prägen von Besteck. In jüngerer Zeit erfolgt dieses wegen der besseren Automatisierbarkeit vorwiegend auf Kurbelpressen.

Einsatzgebiet:

- Direktantriebene Spindelpressen werden für kleine bis mittlere Kräfte gebaut (ca. 1.000–50.000 kN).
- Für Schmiedearbeiten, bei denen unterschiedliche Schlagenergien entnommen werden, kommen Bauarten mit Überlastsicherung, z.B. durch Rutschkupplung (Abb. 5.22) zum Einsatz.
- Ohne Überlastsicherung könnte die Maschine Schaden nehmen, wenn durch den Umformvorgang nur ein kleiner Teil des Arbeitsvermögens entnommen wird.
- Für Kalibrierarbeiten und Schmiedearbeiten mit geringem Energiebedarf wird die prellschlagsichere Bauart ohne Überlastsicherung verwendet.
- Präzisionsschmieden.

d) Spindelpresse mit Schwungradantrieb durch mehrere Elektromotoren (mehrmotoriger Antrieb) (Abb. 5.23)



Abb. 5.23 Spindelpresse mit mehrmotorigem Schwungradantrieb (Fa. Müller-Weingarten)

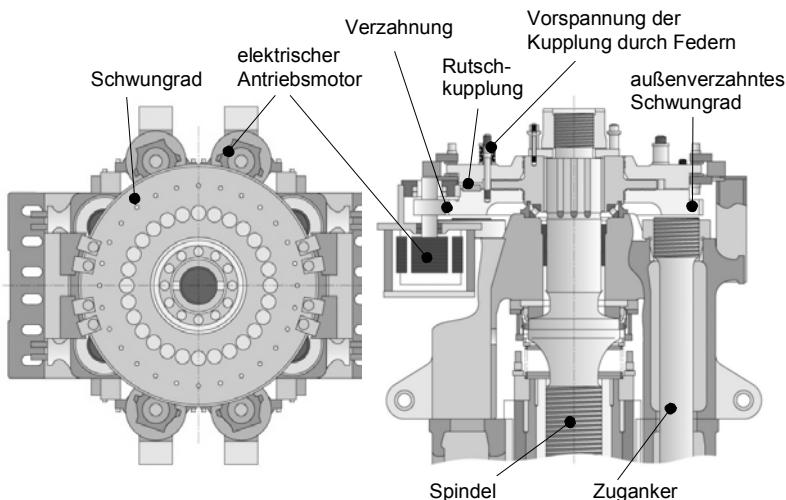


Abb. 5.24 Mehrmotoriger Antrieb (Fa. Müller-Weingarten)

Aufbau:

- Der Antrieb erfolgt über mehrere Elektromotoren, die satellitenförmig um das Schwungrad angeordnet sind. In Abb. 5.24 sind Details des Antriebs mit ortsfester Spindel dargestellt.
- Die maximale Presskraft wird durch eine Rutschkupplung begrenzt (Abb. 5.24).

Eigenschaften:

Spindelpressen mit Antrieb durch mehrere Elektromotoren können mit sehr hohen Nennkräften ausgeführt werden:

- Fa. Müller-Weingarten: Nennkraft F_N : 80.000–250.000 kN,
Spindel Ø: 710–1.200 mm,
Prellschlagkraft: < 325.000 kN.

Im Vergleich zur Kupplungsspindelpresse wird die im Schwungrad gespeicherte Energie bei jedem Hub vollständig umgewandelt. Die Drehzahl des Schwungrads ist im unteren Umkehrpunkt (u.U.) und im oberen Umkehrpunkt (o.U.) gleich null. Daraus ergibt sich beim Abwärtshub ein längerer Beschleunigungsweg des Stößels, d.h. die maximale Energie steht erst nahe beim u.U. zur Verfügung.

Einsatzgebiet:

Schmiedearbeiten, für die hohe Kräfte und Arbeitsvermögen benötigt werden, z.B. Gesenkschmiedearbeiten von Turbinenkomponenten aus hochlegierten Werkstoffen.

Gestell

Gestelle von Spindelpressen werden i.d.R. als O-Gestelle mit Zugankern, bei kleinen Bauformen auch in geschlossener Bauweise, ausgeführt.

Die Zuganker werden mit einer Gesamtkraft vorgespannt, die deutlich oberhalb der zulässigen Maximalkraft der Presse liegt. Das Kopfstück darf beim Prellschlag unter keinen Umständen abheben. In Abb. 5.25 ist das Prinzip der hydraulischen Vorspannung eines Zugankers gezeigt. Der Zuganker wird dabei durch den Druck p vom Ausgangszustand (1) bis zur vorgegebenen Verlängerung Δv gedehnt (2). Dann wird die Spannmutter durch die Nut festgezogen (3) und der Druck p entspannt (4).

Aufbau:

- Das Gestell kann als Guss- oder Schweißkonstruktion ausgeführt werden.
- Der Stöbel wird meist gegossen.
- Die Spindel und die Zuganker werden aus Stahl hergestellt.
- Für die Spindelmutter werden verschiedene Bronzelegierungen verwendet.

Prellschlag:

Spindelpressen werden – abgesehen von Pressen für die Warmumformung – häufig prellschlagsicher dimensioniert. Beim Prellschlag wird fast die gesamte Rotationsenergie des Schwungrads in Federarbeit des Gestells bzw. Wärme umgewandelt.

Dabei treten Stoßwellen im Pressenkörper auf, durch die es zu Schädigungen am Pressenkörper kommen kann. Deshalb sollten Änderungen an der Geometrie von arbeitsgebundenen Maschinen, die sich im praktischen Betrieb bewährt haben, möglichst vermieden werden.

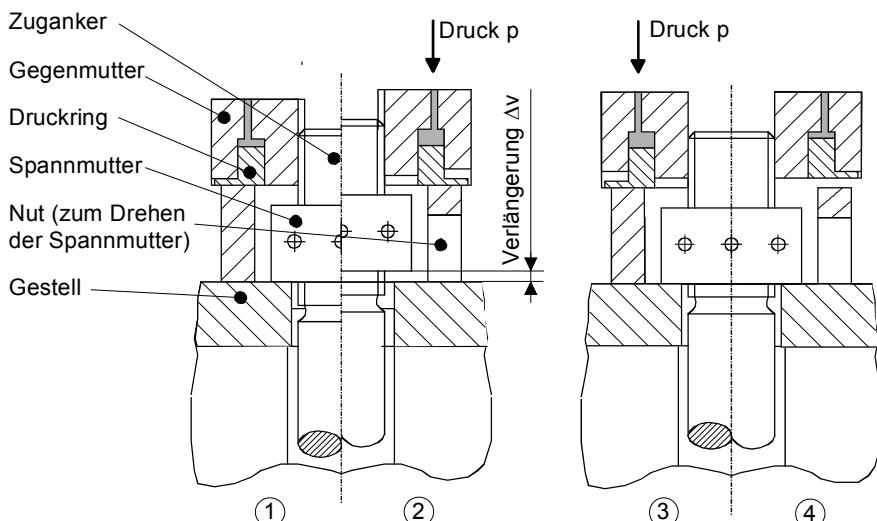
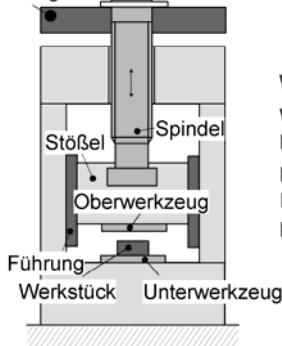


Abb. 5.25 Vorspannung der Zuganker (Fa. Schuler)

Spindelpresse mit Werkzeug:

Schwungrad



W_N	Nutzarbeit
W_F	Federungsarbeit
F_{ideal}	Größtkraft bei ideale Einstellung der Presse
$F_{max, \text{ hart}}$	Größtkraft bei Überlast: Harte Presse
$F_{max, \text{ weich}}$	Größtkraft bei Überlast: Weiche Presse
$F_{\text{Prellschlag}}$	Prellschlagkraft

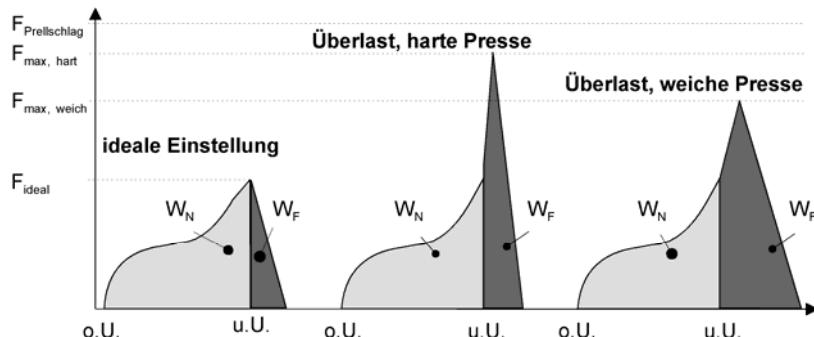


Abb. 5.26 Energiumsetzung der Spindelpressen bei gleicher Nutzarbeit

Wenn Pressen nicht prellschlagsicher ausgelegt sind, also das Schwungrad zu groß dimensioniert ist und zu wenig Energie durch den Umformvorgang entnommen wird, wird höchstwahrscheinlich sehr schnell die Spindel durch Bruch versagen. Werden Spindelpressen prellschlagsicher ausgelegt, so gelten folgende Überschlagsformeln:

Den Zusammenhang zwischen der Pressennennkraft und dem Durchmesser der Spindel beschreibt nachfolgende Gleichung:

$$F_N = \frac{d_{Sp}^2}{10} \frac{\text{kN}}{\text{mm}^2}, \quad (5.5)$$

$$d_{Sp} = \sqrt{10 \cdot F_N \left[\frac{\text{mm}^2}{\text{kN}} \right]} \quad (5.6)$$

F_N : Pressennennkraft
 d_{Sp} : Spindeldurchmesser

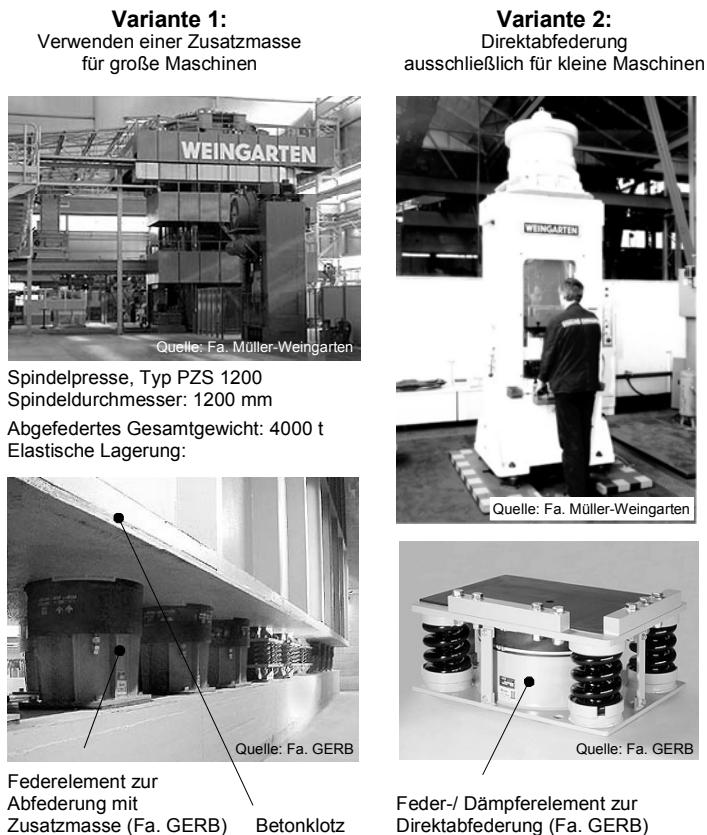


Abb. 5.27 Typische Gründungen von Spindelpresse mit Zusatzmassen

Die maximale Prellschlagkraft F_{Prell} darf

$$F_{\text{Prell}} = 2 \cdot F_N , \quad (5.7)$$

betragen. Die dauernd zulässige Höchstkraft, z.B. beim Prägen $F_{\text{Präg}}$ sollte dann

$$F_{\text{Präg}} = 1,6 \cdot F_N , \quad (5.8)$$

nicht überschreiten.

Führung des Stoßels

Zur Führung wird wegen der thermischen Dehnung des Stoßels, ähnlich wie bei Hämmern, vorwiegend die thermisch neutrale Diagonalführung verwendet (X-Führung). Auch kombinierte Kasten- und Rundführungen kommen zum Einsatz (Abb. 5.20).

Fundamentierung

Spindelpressen stellen an die Gründung Anforderungen hinsichtlich der stoßartigen Belastung, der Abfederung des Drehstoßes auf das Fundament (resultierend aus dem Abbremsvorgang des Schwungrads), der Schwingungsanregung der Umgebung und der Lärmemission. Abb. 5.27 zeigt Ausführungen der elastischen Lagerung von Spindelpressen.

Varianten:

- Verwendung einer Zusatzmasse (Abb. 5.27, links unten). Die Spindelpresse steht auf einem Betonblock. Zwischen Betonblock und Fundamentwanne befinden sich Federelemente und evtl. Dämpferelemente /Ger02/.
- Direktabfederung, vorwiegend für kleine Spindelpressen: Wird keine Zusatzmasse verwendet, steht die Spindelpresse direkt auf einem Stahlrahmen, darunter sind Feder- und Dämpferelemente angeordnet (Abb. 5.27, rechts).

Bis zu 90 % der Schwingungen können in Abhängigkeit von der Bodenbeschaffenheit gedämpft werden.

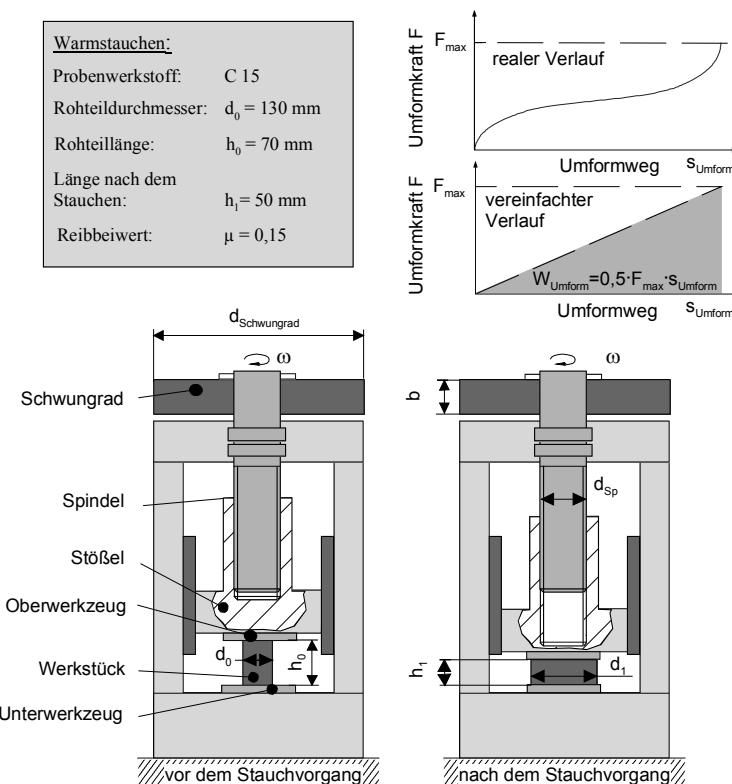


Abb. 5.28 Stauchprozess auf einer Kupplungsspindelpresse

5.2.2.4 Berechnung des erforderlichen Arbeitsvermögens

Der Pressenanwender hat eine Vorstellung davon, wie groß die Teile sind, die er z.B. durch Warmumformen herstellen möchte. Daraus lassen sich die notwendigen Daten der eingesetzten Maschine, also die Nennkraft und das Arbeitsvermögen, ableiten.

Die Vorgehensweise zur überschlägigen Auslegung soll an einem Beispiel erläutert werden (Abb. 5.28). Auf einer Kupplungsspinelpresse wird eine zylinderförmige Probe vom Rohteldurchmesser d_0 und der Ausgangshöhe h_0 auf die Endhöhe h_1 bei einer Temperatur von $\vartheta = 1.000^\circ\text{C}$ gestaucht.

Berechnung der sich aus dem Prozess ergebenden max. Stempelkraft F_{ST} :

Randbedingungen:

- Umformgeschwindigkeit $\dot{\varphi} = 40\text{s}^{-1}$
- Warmstauchen bei einer Probentemperatur $\vartheta = 1.000^\circ\text{C}$
- Die Geometrie der gestauchten Probe ist ein Zylinder.
- Das Volumen der Probe bleibt konstant.
- Probenwerkstoff: C 15
- Der Stauchvorgang ist reibungsbehaftet, der Reibwert beträgt $\mu = 0,15$.
- Probengeometrie:
 - Rohteldurchmesser: $d_0 = 130 \text{ mm}$
 - Rohtellänge: $h_0 = 70 \text{ mm}$
 - Länge nach dem Stauchen: $h_1 = 50 \text{ mm}$

Der Durchmesser d_1 nach der Umformung ergibt sich unter der Randbedingung der Volumenkonstanz zu:

$$V_0 = V_1 = \frac{\pi}{4} \cdot d_0^2 \cdot h_0 = \frac{\pi}{4} \cdot d_1^2 \cdot h_1 \quad (5.9)$$

$$\Rightarrow d_1 = d_0 \cdot \sqrt{\frac{h_0}{h_1}} = 154 \text{ mm} \quad (5.10)$$

Die logarithmische Formänderung φ ergibt sich zu:

$$\varphi = \left| \ln \left(\frac{h_1}{h_0} \right) \right| = \left| \ln \left(\frac{50}{70} \right) \right| = |-0,34| = 0,34 \quad (5.11)$$

Mit dem errechneten Wert für φ kann aus der Fließkurve von C 15 bei $\dot{\varphi} = 40\text{s}^{-1}$ und einer Temperatur $\vartheta = 1.000^\circ\text{C}$ ein Wert für die Formänderungsfestigkeit k_f abgelesen werden:

$$\Rightarrow k_f = 215 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Die Formel für die maximale Stempelkraft lautet:

$$F_{\text{ST}} = A_l \cdot k_f \cdot \left(1 + \frac{1}{3} \cdot \mu \cdot \frac{d_1}{h_1}\right) = \pi \cdot \left(\frac{d_1}{2}\right)^2 \cdot k_f \cdot \left(1 + \frac{1}{3} \cdot \mu \cdot \frac{d_1}{h_1}\right) \quad (5.12)$$

$$F_{\text{ST}} = \pi \cdot \left(\frac{154 \text{ mm}}{2}\right)^2 \cdot 215 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot \left(1 + \frac{1}{3} \cdot 0,15 \cdot \frac{154}{130}\right) \approx 4.250 \text{ kN}$$

Abschätzung der Pressennennkraft:

Die Nennkraft der Presse F_N wird unter Verwendung eines Sicherheitsfaktors von $S = 40\%$ aus der maximalen Stempelkraft gebildet, um eine Sicherheit gegenüber Schwankungen der Prozesskraft, z.B. durch Masseschwankungen des Rohteils, zu gewährleisten.

$$F_N = (1 + S) \cdot F_{\text{ST}} = (1 + 0,4) \cdot F_{\text{ST}} \approx 6.000 \text{ kN} \quad (5.13)$$

Abschätzung des Spindeldurchmessers:

Aus der maximalen Prozesskraft F_N ergibt sich der Spindeldurchmesser der Maschine mithilfe nachfolgender Überschlagsformel:

$$F_N = \frac{d_{\text{Sp}}^2}{10} \left[\frac{\text{kN}}{\text{mm}^2} \right] \quad (5.14)$$

$$\Rightarrow d_{\text{Sp}} = \sqrt{10 \cdot F_N \left[\frac{\text{mm}^2}{\text{kN}} \right]} \approx 375 \text{ mm} \quad (5.15)$$

Dimensionierung des Schwungrads

Die Dimensionierung des Schwungrads erfolgt unter Berücksichtigung der für den Stauchprozess notwendigen Umformenergie:

Randbedingungen:

- Die Umformkraft verläuft linear mit dem Umformweg (Abb. 5.28).
- Die Schwungraddrehzahl wird auf $n = 120 \text{ min}^{-1}$ festgelegt.
- Die Schwungradbreite b wird mit $b = 500 \text{ mm}$ festgelegt.

- Der Drehzahlabfall soll max. $\Delta = 15\%$ betragen.
- Durch Reibungsverluste z.B. am Spindelgewinde und der Stößelführung ergibt sich ein Wirkungsgrad von $\eta = 97\%$.
- Die Dichte des Werkstoffs (Stahl) beträgt $\rho = 7.800 \text{ kg/m}^3$.
- Das Schwungrad ist als Vollzylinder gestaltet.

Die aus dem Schwungrad und der Spindel während der Umformung entnommene Energie $W_{\text{Schwungrad+Spindel}}$ setzt sich aus der Umformenergie W_{Umform} und den Reibungsverlusten W_{Reibung} zusammen:

$$W_{\text{Schwungrad+Spindel}} = W_{\text{Umform}} + W_{\text{Reibung}} \quad (5.16)$$

Dabei errechnet sich die Umformenergie überschlägig nach Abb. 5.28 zu:

$$\begin{aligned} W_{\text{Umform}} &= \frac{1}{2} \cdot F_N \cdot s_{\text{Umform}} \\ \Rightarrow W_{\text{Umform}} &= \frac{1}{2} \cdot 6.000 \text{ kN} \cdot 0,02 \text{ m} \approx 60,0 \text{ kNm} \end{aligned} \quad (5.17)$$

Unter Berücksichtigung der Reibungsverluste ergibt sich:

$$\begin{aligned} W_{\text{Schwungrad+Spindel}} &= W_{\text{Umform}} + W_{\text{Reibung}} = \frac{W_{\text{Umform}}}{\eta} \\ \Rightarrow W_{\text{Schwungrad+Spindel}} &\approx 62 \text{ kNm} \end{aligned} \quad (5.18)$$

Durch den Drehzahlabfall und das Massenträgheitsmoment J ergibt sich:

$$W_{\text{Schwungrad+Spindel}} = \frac{1}{2} \cdot J \cdot (\omega_0^2 - \omega_l^2) = \frac{1}{2} \cdot J \cdot \omega_0^2 (1^2 - 0,85^2) \quad (5.19)$$

Mit

$$\omega_0 = 2 \cdot \pi \cdot n_0 \quad (5.20)$$

ω_0 :	Ausgangskreisfrequenz [s^{-1}]
n_0 :	Ausgangsdrehzahl [min^{-1}]
ω_l :	Kreisfrequenz nach Drehzahlabfall [s^{-1}]
n_l :	Drehzahl nach Drehzahlabfall [min^{-1}]
J :	Massenträgheitsmoment [kgm^2]

folgt für das Massenträgheitsmoment:

$$J = \frac{2 \cdot W_{\text{Schwungrad+Spindel}}}{\alpha_0^2 (l^2 - 0,85^2)} \quad (5.21)$$

$$\Rightarrow J = \frac{2 \cdot W_{\text{Schwungrad+Spindel}}}{4 \cdot \pi^2 \cdot n_0^2 (l^2 - 0,85^2)} \approx 2.830 \text{ kgm}^2 \quad (5.22)$$

Der Schwungraddurchmesser ergibt sich bei zu einem Vollzylinder vereinfachten Geometrie des Schwungrads zu:

$$d_{\text{Schwungrad}} = 2 \cdot \sqrt[4]{\frac{2 \cdot J}{\pi \cdot b \cdot \rho}} \approx 1,65 \text{ m} \quad (5.23)$$

5.2.2.5 Bewertung von Spindelpressen

Eigenschaften im Vergleich zu Hämtern:

- Die Fundamente von Spindelpressen können kleiner dimensioniert werden.
- Die Lärmemissionen von Spindelpressen fallen i.A. geringer aus.
- Mit Spindelpressen können höhere Umformkräfte und -energien erreicht werden.
- Wie auch mit Hämtern können mit Spindelpressen Mehrfachschläge durchgeführt werden.
- Die Kosten der Spindelpresse sind höher.
- Die Stöbelgeschwindigkeit und damit die Auftreffgeschwindigkeit des Stöbels der Spindelpresse sind deutlich kleiner.

Eigenschaften im Vergleich zu weggebundenen Pressen:

- Die Druckberührzeit der Spindelpresse ist kürzer.
- Mit Spindelpressen sind mehrfache Schläge möglich.
- Die Spindelpresse hat keinen durch die Kinematik festgelegten Umkehrpunkt.
- Ein „Festfahren“ der Presse ist i.d.R. unmöglich, weil das Spindelgewinde nicht selbsthemmend ist.
- Die Kosten der Presse sind geringer.
- Die Ausbringungsmenge der Spindelpresse ist geringer.
- Spindelpressen sind schlechter automatisierbar.

5.3 Weggebundene Umformmaschinen

Bei weggebundenen (mechanischen) Pressen ist der Stößelweg-Zeit-Verlauf von der Art des Koppelgetriebes abhängig. Diese Pressen ermöglichen größere Hubzahlen als hydraulische Pressen und besitzen dadurch eine hohe Produktivität.

Im Vergleich zu kraftgebundenen hydraulischen Pressen weisen sie aufgrund ihres geringeren Energieverbrauchs einen günstigeren Wirkungsgrad auf. Nachteilig gegenüber hydraulischen Pressen ist jedoch, dass nur bei letzteren die Stößelkinematik in gewissen Grenzen frei gestaltet werden kann.

5.3.1 Funktionsprinzip weggebundener Umformmaschinen

Bei weggebundenen Maschinen wird der Pressenstößel über einen Kurbel- bzw. Exzenterantrieb mechanisch angetrieben. Ein Koppel- und/oder Zahnradgetriebe überträgt die Bewegung von der Antriebswelle auf den Stößel. In Abb. 5.29 ist das Funktionsprinzip einer Kurbelpresse sowie deren Stößel-Weg-Zeitverlauf dargestellt.

5.3.2 Bauarten weggebundener Umformmaschinen

Weggebundene Umformmaschinen können nach ihrer Bauart unterschieden werden. Generell unterscheidet man die Pressen nach Art des Gestells (vgl. 5.3.3.1) und des Stößelantriebes.

Hierfür werden neben dem direkten Antrieb des Stößels über Exzenterwelle und Pleuel verschiedene Arten von Kurbeltrieben wie z.B. modifizierte Kniehebelantriebe oder Atriebe mit unrunden Zahnrädern verwendet.

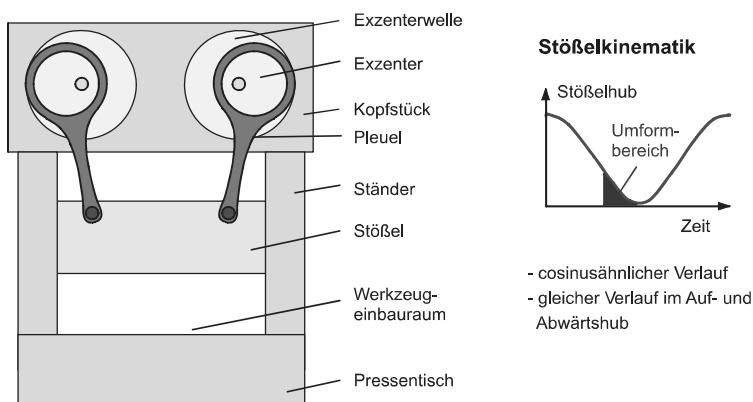


Abb. 5.29 Exzenterpresse

5.3.2.1 Exzenter-/Kurbelpresse

Kurbelpressen/Exzenterpressen treiben den Stöbel über eine oder mehrere Pleuelstangen mittels einer Kurbelwelle/Exzenterwelle an.

Eigenschaften:

- große Hübe realisierbar,
- hohe Hubzahlen möglich (abhängig von der Hubhöhe),
- besonders geeignet für Teile mit sehr langer Geometrie,
- automatisierter Werkstücktransport, mechanisch gekoppelt angetrieben durch die Exzenterwelle, aber auch elektronisch angesteuert,
- höhere Auftreffgeschwindigkeiten als bei Kniehebelpressen (vgl. Abb. 5.30 und Abb. 5.33),
- stark veränderliche Stöbelgeschwindigkeit im Arbeitsbereich.

Pressen der Oberflurbauweise mit Exzenter- oder Kurbelwellenantrieb

Abb. 5.31 stellt das Prinzip von Exzenter- und Kurbelwellenantrieben der Oberflurbauweise mit drückendem Kurbeltrieb dar. Bei der Ableitung der Stöbelkinematik eines Exzenter- oder Kurbelwellenantriebes wird innerhalb des Pressenbaus davon ausgegangen, dass sich der Winkel α von dem oberen Umkehrpunkt o.U. ($\alpha = 0^\circ$) im Uhrzeigersinn gegen den unteren Umkehrpunkt u.U. ($\alpha = 180^\circ$) bewegt.

Die positive z-Achse weist dabei in Wirk- oder Arbeitsrichtung. Außerdem fällt der o.U. des Stöbels mit dem Koordinatenursprung der z-Achse zusammen, so dass zum Kurbelwinkel $\alpha = 0^\circ$ die Stöbelposition $z = 0$ und zum Kurbelwinkel $\alpha = 180^\circ$ die Stöbelposition $z = 2r = H$ gehört.

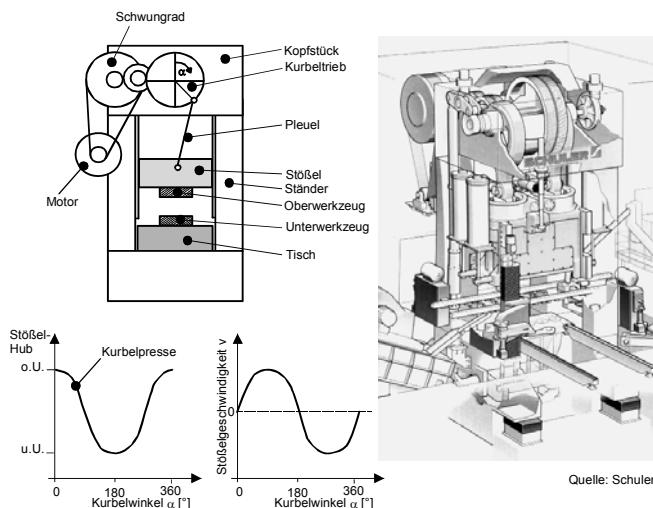


Abb. 5.30 Kaltfließpresse mit Exzenterantrieb

Bei der Herleitung der Stößelkinematik einer Exzenter- oder Kurbelwellenpresse werden die folgenden mathematischen Ansätze zugrunde gelegt. Für die Stößelposition z und für die Abstände a und b gilt (Abb. 5.31):

$$z = r - l + b - a \quad (5.24)$$

$$a = r \cos \alpha \quad (5.25)$$

$$b = l \cos \beta \quad (5.26)$$

Aus diesen Gln. ergibt sich für z :

$$\Rightarrow z = r(1 - \cos \alpha) + l(\cos \beta - 1) \quad (5.27)$$

Mit dem Schubstangenverhältnis $\lambda = r/l$ folgt aus Gl. (5.27)

$$\Rightarrow z = r \left[1 - \cos \alpha + \frac{1}{\lambda} (\cos \beta - 1) \right]. \quad (5.28)$$

Mit

$$\cos^2 \beta + \sin^2 \beta = 1 \Rightarrow \cos \beta = \sqrt{1 - \sin^2 \beta} \quad (5.29)$$

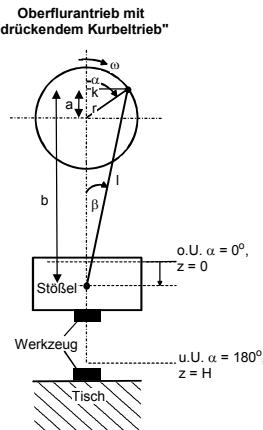


Abb. 5.31 Prinzip eines Exzenterantriebs der Oberflurbauweise zur Herleitung der Stößelkinematik

und

$$k = l \cdot \sin \beta = r \cdot \sin \alpha \Rightarrow \sin \beta = \lambda \cdot \sin \alpha \quad (5.30)$$

ergibt sich aus Gl. (5.28)

$$\Rightarrow z = r \left[(1 - \cos \alpha) - \frac{1}{\lambda} + \frac{1}{\lambda} \sqrt{1 - \lambda^2 \sin^2 \alpha} \right]. \quad (5.31)$$

Wird die Potenzreihenentwicklung

$$\sqrt{1 - y} = 1 - \frac{1}{2}y + \frac{1}{8}y^2 - \dots \quad (5.32)$$

mit

$$y = \lambda^2 \sin^2 \alpha \quad (5.33)$$

eingeführt und nach dem 2. Glied abgebrochen dann folgt aus Gl. (5.31)

$$\Rightarrow z = r \left[(1 - \cos \alpha) - \frac{\lambda}{2} \sin^2 \alpha \right]. \quad (5.34)$$

Mit Hilfe des Ansatzes

$$\sin^2 \alpha = \frac{1}{2} - \frac{1}{2} \cos 2\alpha \quad (5.35)$$

gilt für den Stößelweg z in Abhängigkeit von dem Kurbelwinkel α und dem Schubstangenverhältnis λ :

$$\Rightarrow z = r \left[(1 - \cos \alpha) - \frac{\lambda}{4} + \frac{\lambda}{4} \cos 2\alpha \right]. \quad (5.36)$$

Die Stößelgeschwindigkeit ergibt sich durch einfaches Differenzieren der Gl. (5.36)

$$\Rightarrow \dot{z} = r\varpi \left[\sin \alpha - \frac{\lambda}{2} \sin 2\alpha \right] \quad (5.37)$$

und die Stöbelbeschleunigung durch zweifaches Differenzieren der Gl. (5.36)

$$\Rightarrow \ddot{z} = r\varpi^2 [\cos \alpha - \lambda \cos 2\alpha]. \quad (5.38)$$

Unter der Annahme, dass für das Schubstangenverhältnis $\lambda = r/l \ll 1$ gilt, können die Terme in den Gln. (5.36), (5.37) und (5.38) in denen λ enthalten ist entfallen. Aus den Gln. (5.36), (5.37) und (5.38) ergeben sich dann die folgenden vereinfachten Gleichungen für die Stöbelkinematik:

$$z \approx r(1 - \cos \alpha) \quad (5.39)$$

$$\dot{z} \approx r\varpi \sin \alpha \quad (5.40)$$

$$\ddot{z} \approx r\varpi \cos \alpha. \quad (5.41)$$

Der Zusammenhang zwischen α und ω lautet:

$$\alpha = \varpi \cdot t. \quad (5.42)$$

Tabelle 5.3 zeigt eine Gegenüberstellung von üblichen λ -Werten aus dem Pressen- und Motorenbau.

Tabelle 5.3 Übliche λ -Werte aus dem Pressen- und Motorenbau

Einsatzgebiet	$\lambda [-]$
<i>Pressenbau:</i>	
Schneidpressen (kleine Pressen)	0,02–0,1
Karosseriepressen (große Pressen)	0,1–0,2
<i>Motorenbau:</i>	
PKW	≈ 0,25
LKW	≈ 0,1–0,2

$$\frac{\ddot{z}}{\varpi^2 H} = \frac{1}{2} \cos \alpha \quad (5.43)$$

Der Stöbelhub beträgt hierbei

$$H = 2 \cdot r \quad (5.44)$$

Abb. 5.32 stellt die Kinematik eines Exzenter- oder Kurbelwellenantriebs nach den Gln. (5.43)-(5.45) in Abhängigkeit von α dar.

Pressen der Unterflurbauweise mit Exzenter- oder Kurbelwellenantrieb

Neben der Oberflurbauweise werden im Pressenbau auch Exzenter- und Kurbelwellenantriebe der Unterflurbauweise, wie in Abb. 5.32 darstellt, angewendet. Hierbei beginnt α im u.U. ($\alpha = 180^\circ$) und bewegt sich im Uhrzeigersinn in Richtung des o.U.

Der Umformprozess erfolgt bei diesem Antriebskonzept während des Stößelrückhubs von o.U. nach u.U. Die positive z-Achse weist entgegen der Arbeitsrichtung.

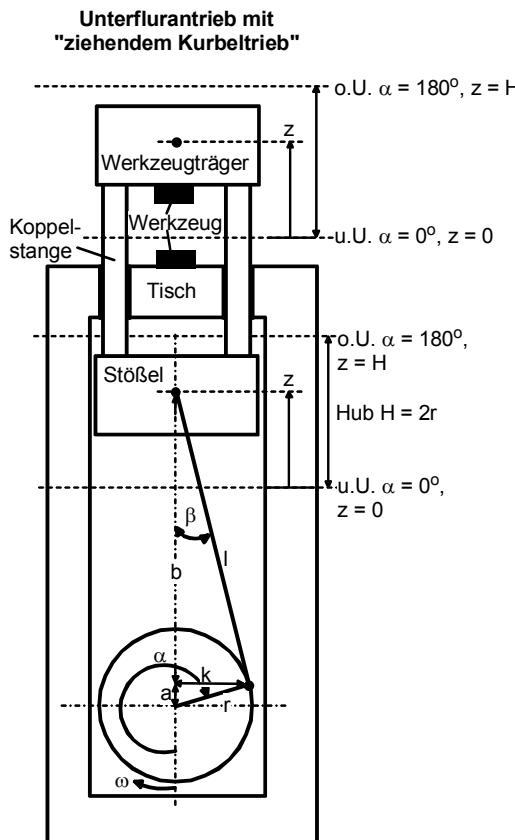


Abb. 5.32 Kurbel- oder Exzenterantrieb in Unterflurbauweise

5.3.2.2 Kniehebelpresse

Bei Kniehebelpressen verbindet die Pleuelstange die durch den Motor angetriebene Exzenterwelle mit dem Gelenk des aus den Druckstelzen zusammengesetzten Kniehebels (Abb. 5.33).

Eigenschaften:

- große Nennkräfte bei geringem Kurbelmoment, daher kleine Antriebsabmaße (Bremse, Wellen etc.),
- bei geeigneten Werkzeugen geringere Auftreffgeschwindigkeit als bei Exzenterpressen,
- hohe Hubzahlen möglich,
- lange Druckberührzeit durch gleichmäßige geringe Geschwindigkeit im Arbeitsbereich ermöglicht ein längeres Fließen des Werkstoffs bei vergleichsweise hoher Hubzahl,
- Stöbelhub relativ klein, daher eingeschränktes Teilespektrum (flache Teile),
- gegenüber Exzenterpressen kleinerer Nennkraftweg h_N ,
- hohe Pressensteifigkeit, da Antriebselemente (Kurbelwelle, Pleuel) nicht direkt im Kraftfluss.

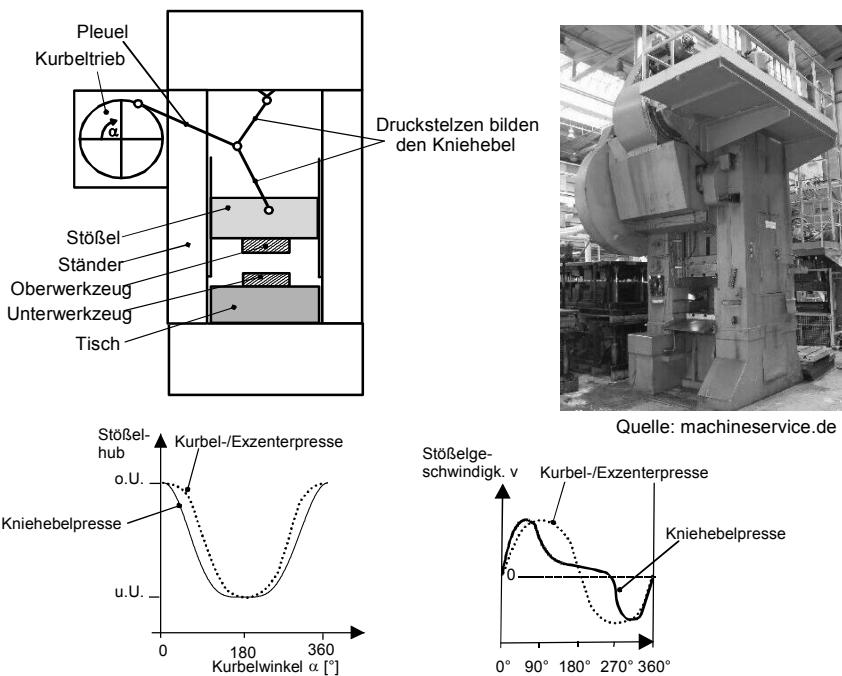


Abb. 5.33 Kaltfließpresse mit Kniehebelantrieb

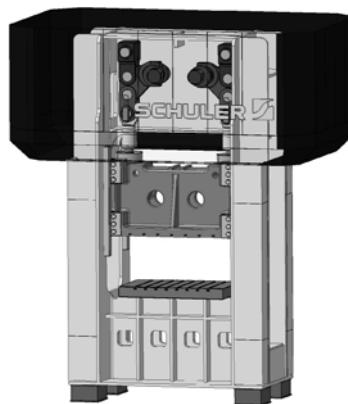
5.3.2.3 Pressen mit modifiziertem Kniehebelantrieb

Pressen mit modifiziertem Kniehebel (4-Punkt Kniehebel) zeichnen sich gegenüber den konventionellen Kniehebelpressen durch ein weiteres Gelenk in der Pleuelstange aus.

Dieses ermöglicht gegenüber der Kniehebelpresse eine Erweiterung des Arbeitsbereichs (Abb. 5.34). Die sich ergebende Kinematik hängt von den Längenverhältnissen der Hebel und der genauen Anordnung der Antriebsbauteile ab.

Eigenschaften:

- größerer Arbeitsbereich als bei konventionellen Kniehebelpressen,
- fast konstante Stößelgeschwindigkeit im Arbeitsbereich möglich,
- geringe Auftreffgeschwindigkeit,
- für sehr lange Teile zu kleiner Arbeitsbereich,
- schneller Stößelrückweg nach u.U. ermöglicht mehr Zeit für den Werkstücktransport,
- höhere Hubzahlen gegenüber normalem Kniehebel,
- hohe Pressensteifigkeit, da Antriebselemente (Kurbelwelle, Pleuel) nicht direkt im Kraftfluss liegen.



Schnittbild einer 4-Punkt Kniehebelpresse

Quelle: Gräbener

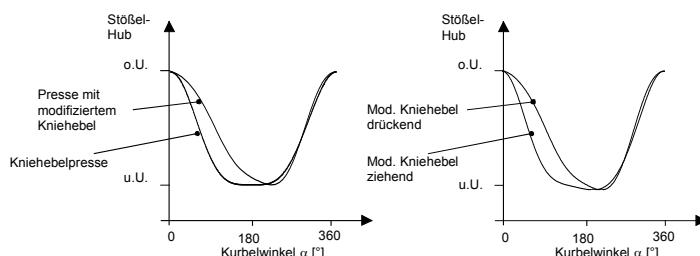


Abb. 5.34 4-Punkt Kniehebelpresse

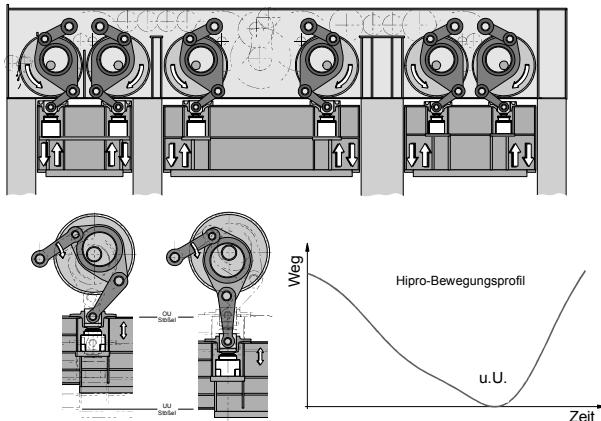


Abb. 5.35 4-gliedriger Hiproantrieb (Quelle: Müller Weingarten)

5.3.2.4 Weitere Möglichkeiten weggebundener Pressen

Ferner sind Antriebssysteme für weggebundene Pressen komplizierter darstellbar. Hierfür gibt es neben den oben genannten und beschriebenen zahlreiche weitere Möglichkeiten, wie beispielsweise der 4-gliedrige Hiproantrieb (Abb. 5.35).

5.3.2.5 Pressenantrieb mit unrunden Zahnrädern

Als Alternative eines mechanischen Pressenantriebs mit modifizierter Kinematik wurde am IFUM ein Pressenantrieb mit unrunden Zahnrädern entwickelt (Abb. 5.36) /EP97/, /US01/, /DE02/. Das Antriebskonzept besteht im einfachsten Fall aus einem Kurbeltrieb, dem ein Paar unrunder Zahnräder vorgeschaltet wird. Der Antrieb der unrunden Zahnräder erfolgt vom Schwungrad aus kommend mit einer gleichförmigen Winkelgeschwindigkeit $\dot{\phi}$.

Durch die über dem Umfang veränderliche Übersetzung ergibt sich eine ungleichförmige Winkelgeschwindigkeit der Exzenterwelle $\dot{\psi}$.

In Abb. 5.36, links unten ist ein Beispiel für einen optimierten Stößelweg-Zeit-Verlauf im Vergleich zum sinusförmigen Verlauf einer Exzenterpresse dargestellt. Beispiele von verfahrensangepassten Stößelkinematiken, z.B. für das Tiefziehen, das Prägen oder das Schneiden, die durch den Einsatz von unrunden Zahnrädern erzeugt werden können, zeigt Abb. 5.37.

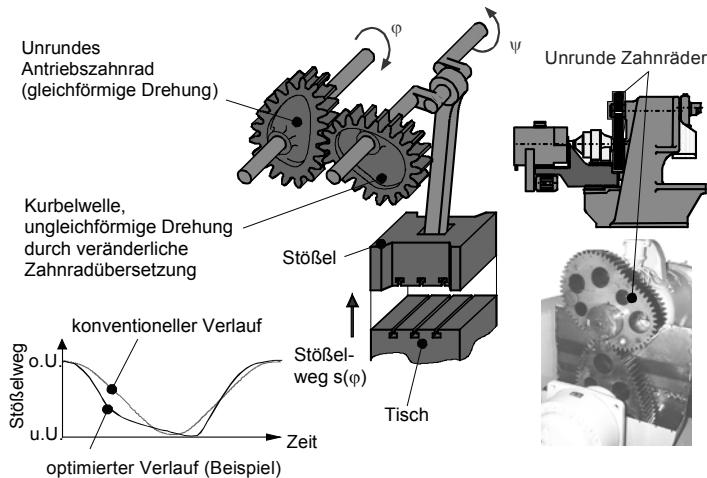


Abb. 5.36 Pressenantrieb mit unrunden Zahnrädern /Hin98/

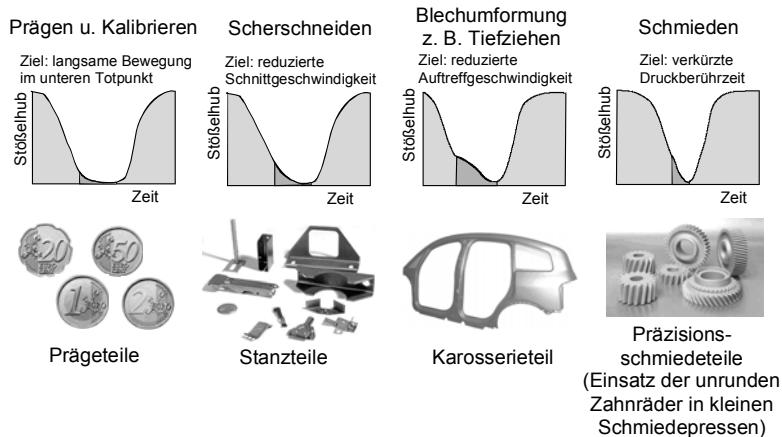


Abb. 5.37 Verfahrensangepasste Stößelkinematiken /Sch02/

Die Auslegung eines Unrund-Antriebs erfolgt in vier Schritten, Abb. 5.38:

- Zunächst wird die gewünschte Stößelkinematik durch die Angabe von Stützpunkten bzw. -bereichen der Wälzkurven vorgegeben.
- Dann erfolgt die Bestimmung der Wälzkurven mittels eines Fourieransatzes von frei wählbarer Ordnung.
- Danach erfolgt die Berechnung der Verzahnung.
- Abschließend werden die Daten zur Fertigung der unrunden Zahnräder generiert.

Abb. 5.39 zeigt eine mit unrunden Zahnrädern ausgestattete Exzenterpresse mit Zweipunktantrieb (Fa. Helmerding hiw Maschinen GmbH).

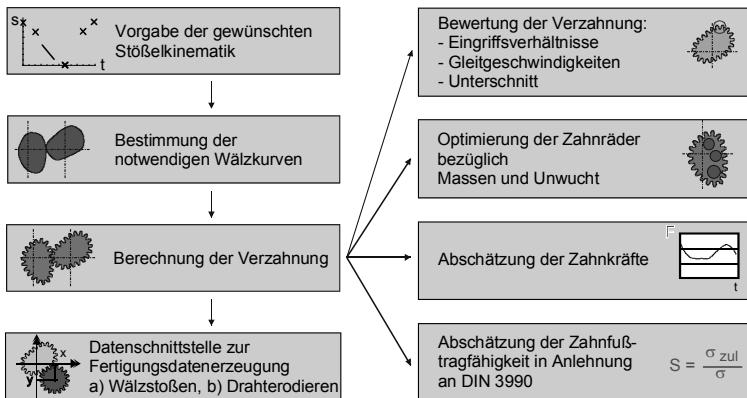


Abb. 5.38 Arbeitsschritte bei der Auslegung von unrunden Zahnrädern für Pressenantriebe /Sch02/

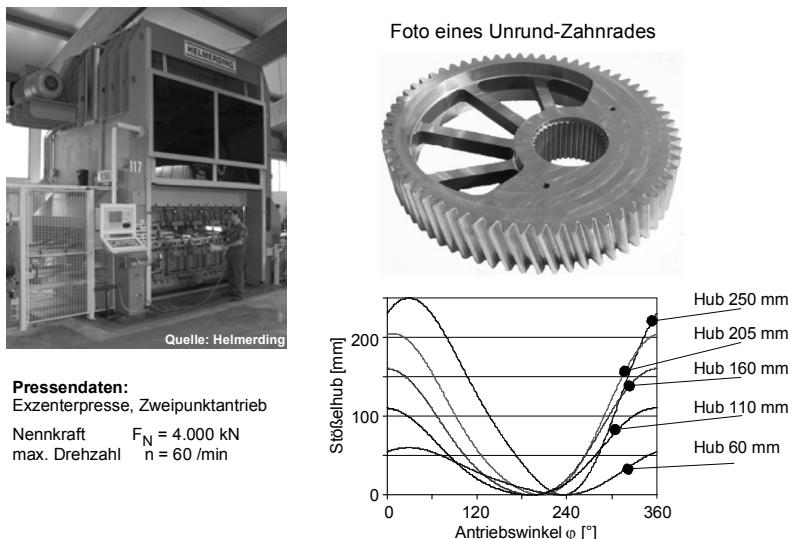


Abb. 5.39 Exzenterpresse der Fa. Helmerding mit Antrieb über Unrund-Zahnradpaar

5.3.3 Baugruppen von weggebundenen Pressen

5.3.3.1 Gestell

Bei weggebundenen Maschinen werden zwei grundsätzliche Gestellformen unterschieden, das C- und das O-Gestell. C-Gestelle können in Ein- und Doppelständerbauweise ausgeführt werden (Abb. 5.40, Abb. 5.41).

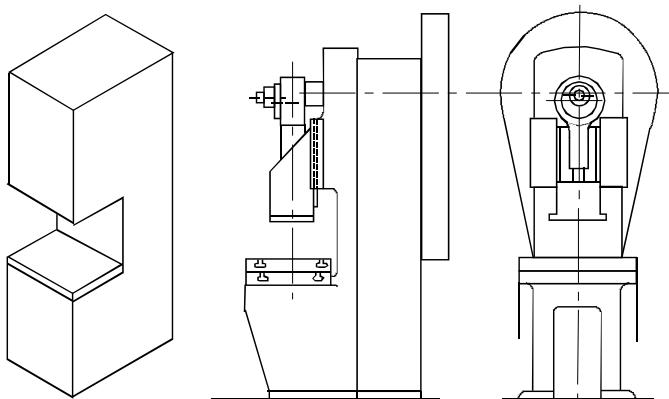


Abb. 5.40 Einständer C-Gestellbauart nach /Lan84/

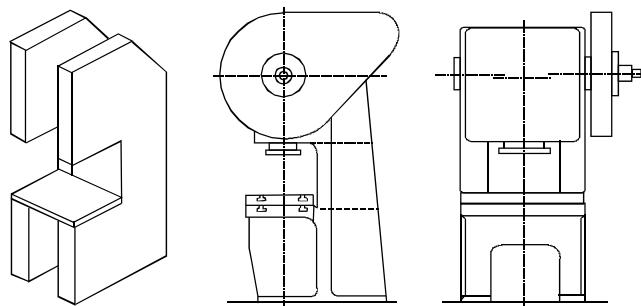


Abb. 5.41 Doppelständer C-Gestellbauart nach /Lan84/

In Abb. 5.42 sind verschiedene Gestellausführungen der Doppelständer C-Gestellpresse dargestellt. Abb. 5.43 zeigt den prinzipiellen Aufbau eines O-Gestells. O-Gestelle können in Zweiständer- oder Säulenbauweise (Vierständerbauweise) ausgeführt werden.

C-Gestelle haben eine Reihe von Vorteilen gegenüber O-Gestellen:

- gute Zugänglichkeit,
- preiswert,
- neigbar.

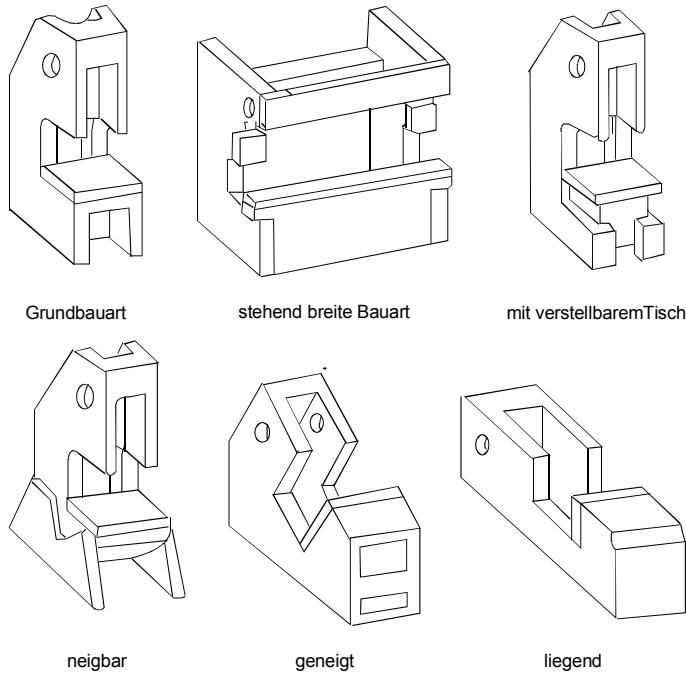


Abb. 5.42 Gestellbauweisen von Doppelständer C-Gestellpressen /Lan84/

Problematisch bei C-Gestellen sind jedoch die geringen Steifigkeiten und die großen Kippungen. Zum Teil können diese Nachteile durch gezielte außermittige Belastung der Presse ausgeglichen werden. C-Gestelle werden vorwiegend beim Bau von Pressen mit geringer Nennkraft eingesetzt. Für das Hochleistungsstanzen sind C-Gestelle i.d.R. ungeeignet.

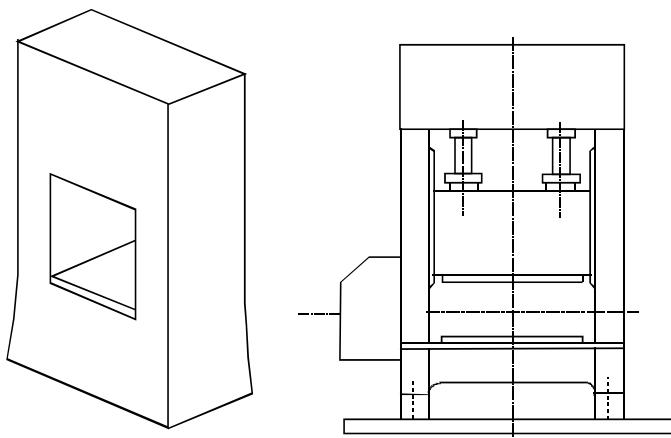


Abb. 5.43 O-Gestellbauart nach /Lan84/

Für Pressen, die höheren Anforderungen hinsichtlich z.B. Genauigkeit, Hubzahl oder Nennkraft genügen sollen, werden i.d.R. O-Gestelle eingesetzt.

Gestelle können als Guss- oder Schweißkonstruktion ausgeführt werden.

Vorteile der Gusskonstruktion:

- Rippen, Querschnittsübergänge unterschiedlicher Dicke leicht realisierbar,
- leicht zu bearbeiten,
- gute Schwingungsdämpfung,
- formschöne und beanspruchungsgerechte Gestaltung.

Nachteile der Gusskonstruktion:

- geringere Festigkeit, größere Masse erforderlich.

Vorteile der Schweißkonstruktion:

- größeres E-Modul, höhere Festigkeit,
- keine Modellkosten.

Nachteile der Schweißkonstruktion:

- schlechte Schwingungsdämpfung,
- aufwendiges Spannungsfreiglügen nach dem Schweißen.

5.3.3.2 Hubverstellung

Die Hubverstellung wird bei weggebundenen Pressen zur Anpassung der Maschine an die Anforderungen der verschiedenen Umformwerkzeuge und -prozesse eingesetzt.

Dadurch sind der Einsatz verschiedener Werkzeuge und die Anpassung von Verfahrensparametern auch bei weggebundenen Pressen möglich. Bei der Einstellung der Hubhöhe ist zu berücksichtigen:

- Auf treffgeschwindigkeit (z.B. des Oberwerkzeugs auf das Werkstück),
- Umformgeschwindigkeit,
- Belastung des Pressenantriebs,
- die zur Teileentnahme erforderliche Werkzeugöffnungsweite,
- die notwendige Zeit für das Einbringen und Entnehmen der Werkstücke (bei Maschinen, die im Dauerlauf betrieben werden).

Funktionsweise der Hubverstellung bei Exzenterpressen:

Die Hubverstellung erfolgt an Exzenterpressen durch Änderung der Exzentrizität des Pleuellagermittelpunktes gegenüber der Drehachse der Exzenterwelle. Dies wird durch einen Doppel-Exzenter, wie in Abb. 5.44 dargestellt, realisiert.

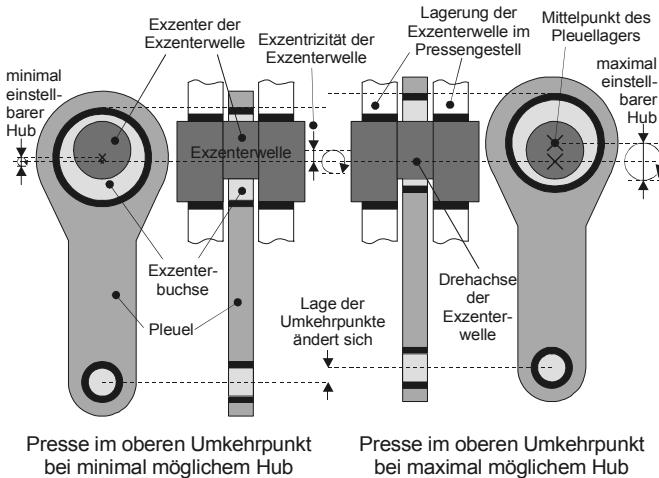


Abb. 5.44 Hubverstellung bei einer Exzenterpresse

Die Exzenterwelle dreht sich um ihre Drehachse. Das Pleuellager dreht sich um den Pleuellagermittelpunkt. Die Exzentrizität des Doppel-Exzenters (Gesamtexzentrizität der Anordnung) wird durch den Abstand des Mittelpunkts des Pleuellagers von der Drehachse der Exzenterwelle bestimmt. Die Gesamtexzentrizität setzt sich zusammen aus:

- Exzentrizität der Exzenterwelle,
- Exzentrizität der Exzenterbuchse,
- Stellung der Exzenterbuchse zur Exzenterwelle.

Die Exzenterwelle ist während des Betriebs der Presse fest mit der Exzenterbuchse verbunden. Diese Verbindung wird zum Verstellen der Hubhöhe gelöst und die Exzenterbuchse gegenüber der Exzenterwelle verdreht. Dadurch ändert sich der Abstand des Mittelpunkts der Exzenterbuchse, der auch der Mittelpunkt des Pleuellagers ist, von der Drehachse der Exzenterwelle und somit die Gesamtexzentrizität.

Der Hub des Stößels (Hubhöhe) ist gleich dem zweifachen der Gesamtexzentrizität.

$$H = 2r \quad (5.45)$$

H: Hubhöhe

r: Gesamtexzentrizität

Die Verbindung zwischen der Exzenterwelle und der Exzenterbuchse kann kraft- oder formschlüssig ausgeführt sein. Formschlüssige Verbindungen (z.B. Zahnräder) erlauben die Hubverstellung nur in festgelegten Schritten, während bei kraftschlüssigen Verbindungen eine stufenlose Verstellung der Hubhöhe möglich ist. Zu berücksichtigen ist, dass sich durch die Verstellung der Hubhöhe *H* neben

der Stöbelkinematik (vgl. Kapitel 5.3.2.1) auch die zulässige Stöbelkraft F_{St} ändert. Die zulässige Stöbelkraft F_{St} errechnet sich zu:

$$F_{St} \leq \frac{M_k}{r} \cdot \frac{1}{\sin \alpha} = \frac{M_k}{H} \cdot \frac{1}{\sin \alpha} = \frac{M_k}{H} \cdot \frac{2}{\sin \alpha} \text{ und } F_{St} \leq F_N \quad (5.46)$$

F_{St} :	zulässige Stöbelkraft	α :	Kurbelwinkel
M_k :	übertragbares Drehmoment der Kupplung der Exzenterwelle	H :	Hubhöhe
F_N :	Nennkraft	r :	Gesamtexzentrität

Die zulässige Stöbelkraft F_{St} ist umgekehrt proportional zur Hubhöhe H . Dieser Zusammenhang ist in Abb. 5.45 dargestellt. Die Auslegung des Antriebs erfolgt daher immer für den maximalen Hub H_{max} .

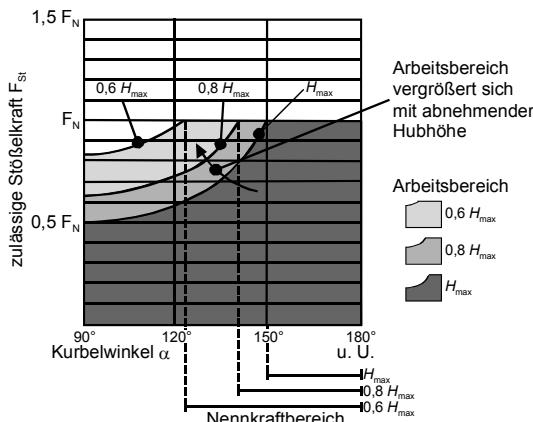


Abb. 5.45 Auswirkung der Hubverstellung auf den Verlauf der zulässigen Stöbelkraft

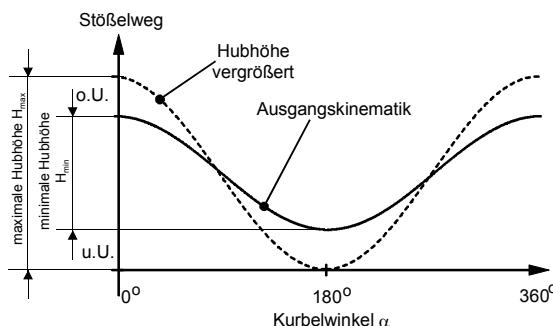


Abb. 5.46 Veränderung der Kinematik einer Exzenterpresse durch die Hubverstellung

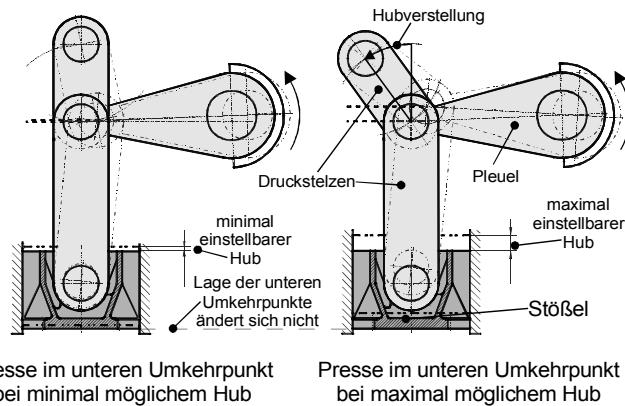


Abb. 5.47 Hubverstellung bei einem Kniehebelantrieb (patentiert durch die Mabu-Pressen GmbH)

Der Einfluss der Hubverstellung auf die Pressenkinematik durch die Änderung der Exzentrizität ist in Abb. 5.46 dargestellt.

Durch die Hubverstellung verlagern sich der obere und der untere Umkehrpunkt des Stößels. Bei gleichbleibender Hubzahl führt der größere Hub zur Erhöhung der Stößelgeschwindigkeit und somit der Umformgeschwindigkeit.

Weitere Systeme zur Hubverstellung

Beispielhaft für viele andere Systeme zur Hubverstellung neben dem Einsatz von Doppel-Exzentern ist an dieser Stelle ein System zur Hubverstellung bei Kniehebelpressen dargestellt.

Funktionsweise (Abb. 5.47):

Das Lager zwischen der oberen Druckstelze und der Presse ist während des Produktionsbetriebs fest mit der Maschine verbunden.

Zum Verstellen der Hubhöhe wird diese Verbindung gelöst und der Lagerpunkt im Kreisbogen um den Kniehebel-Knickpunkt maschinenseitig verschoben. Dadurch ändert sich der Winkelbereich, in dem der Kniehebel betrieben wird. Je weiter der Kniehebel in der Nähe der Strecklage betrieben wird, desto kleiner ist der Hub (Abb. 5.47, links).

Besonderheiten:

- keine Verlagerung des unteren Umkehrpunkts bei Verstellung der Hubhöhe,
- die Verstellung der Hubhöhe ist stufenlos möglich.

5.3.3.3 Stößelverstellung/Werkzeug-Einbauhöhe

Bei weggebundenen Maschinen ist es aus den im Folgenden aufgeführten Gründen notwendig, den Stößel verstetzen zu können:

- Umformwerkzeuge unterscheiden sich häufig in der Höhe des geschlossenen

Werkzeugs. Die Presse muss an diese Gegebenheiten angepasst werden können.

- Werkzeugverschleiß macht das Nacharbeiten, z.B. Nachschleifen von Schneidwerkzeugen erforderlich. Die Werkzeughöhe nimmt dabei ab und kann ohne großen Aufwand mit der Stößelverstellung ausgeglichen werden.
- Um die maximale Umformkraft bei einem Prägevorgang einzustellen, muss bei weggebundenen Pressen eine Verstellung des Stößels erfolgen. Je weiter der Stößel nach unten verstellt wird, desto größer wird die elastische Verformung aller im Kraftfluss liegenden Teile im unteren Umkehrpunkt und somit auch die von der Presse auf Werkzeug und Werkstück wirkende Kraft.
- Die Stößelverstellung ist notwendig, um eine Anpassung an unterschiedliche bzw. schwankende Blehdicken oder Güten vornehmen zu können.

Stößelverstellungen werden manuell, motorisch oder geregt motorisch angetrieben. Letztere können Verstellgenauigkeiten von bis zu 0,01 mm erreichen. Damit ist es möglich, bei laufender Produktion die Wärmeausdehnung der Presse sowie Materialchargenschwankungen auszugleichen. Dies ist z.B. bei Schnellläuferpressen für die Herstellung von Rasierklingen erforderlich. Die Anzeige der Stößellage erfolgt meist digital im Visualisierungssystem der Presse.

Die maximale Werkzeug-Einbauhöhe e_{\max} ergibt sich als Abstand zwischen Tisch und Stößel, wenn sich der Stößel im unteren Umkehrpunkt befindet und die Stößelverstellung in der obersten Stellung ist.

Entsprechend ergibt sich die minimale Werkzeug-Einbauhöhe e_{\min} ebenfalls im unteren Umkehrpunkt für die unterste Position der Stößelverstellung.

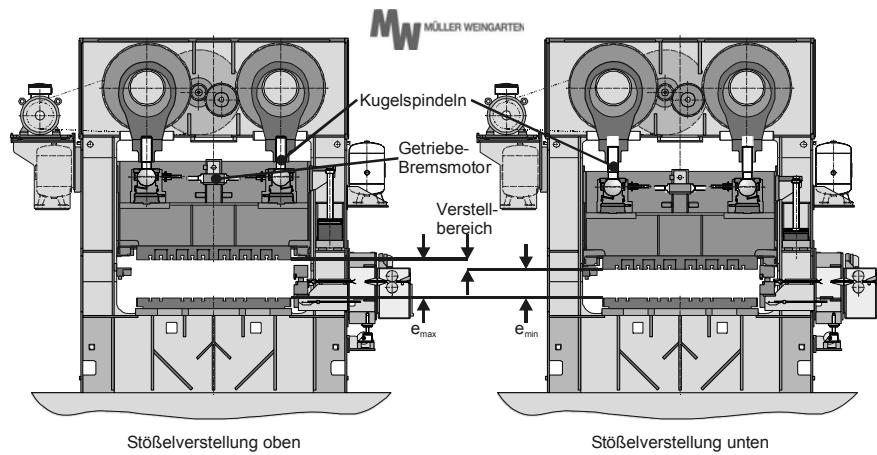


Abb. 5.48 Stößelverstellung bei einer Excenterpresse

Stößelhub ram stroke course	Werkzeug-Einbauhöhe *UT shutheight *UT hauteur disponible pour l'outil *UT		max.Hubzahl max.strokes max.coups
	mm	min mm	
4	268.0	328.0	950
12	264.0	324.0	950
19	260.5	320.5	950
27	256.5	316.5	810
33	253.5	313.5	730
39	250.5	310.5	670
45	247.5	307.5	630
50	245.0	305.0	590
54	243.0	303.0	570
57	241.5	301.5	560
59	240.5	300.5	550
60	240.0	300.0	540

*UT=Distanz zwischen Aufspannplatte u. Spannfläche des Stößels im U.T.
 *UT=Distance between bolster plate and ram, ram at BDC.
 *UT=Distance entre fausse table et coulisseau au point mort bas.

519.453.4

Abb. 5.49 Werkzeug-Einbauhöhen-Tabelle (Quelle: Haulick + Roos)

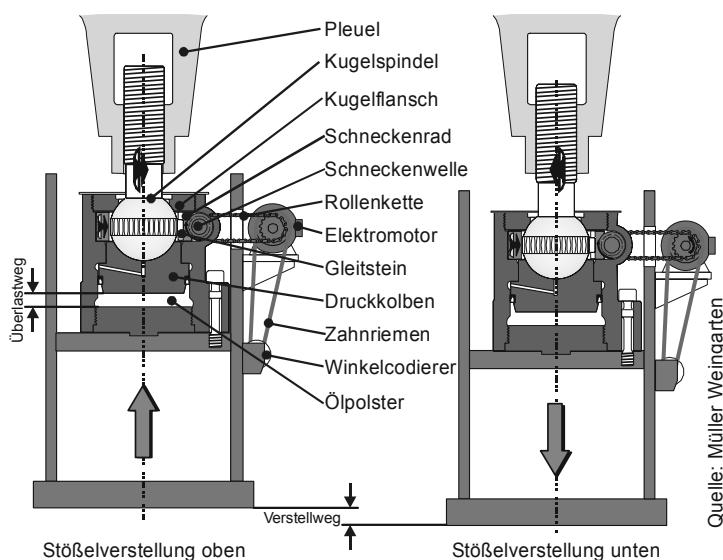


Abb. 5.50 Kugelstütze zu Stößelverstellung

Bei der überwiegenden Anzahl der mechanischen Pressen sind die maximale und die minimale Werkzeug-Einbauhöhe abhängig von dem eingestellten Stößelhub. Eine Vergrößerung des Stößelhubs bewirkt bei Exzenterpressen eine Verlagerung des unteren Umkehrpunkts nach unten (Abb. 5.49), somit verringern sich sowohl e_{\max} als auch e_{\min} (vgl. Kap. 5.3.3.2).

Funktionsprinzip der Stößelverstellung mit Kugelspindeln:

Der als Getriebe-Bremsmotor ausgeführte Elektromotor treibt die Schneckenwelle über die Rollenkette an. Diese dreht über das Schneckenrad die Kugelspindel. Dadurch wird die Spindel im Gewinde des Pleuels, das die Spindelmutter bildet, auf oder ab bewegt und somit die Stößellage versteilt.

Einfluss der Stößelverstellung auf die Kinematik von Exzenterpressen:

Eine Änderung der Stößellage ändert nicht die Bewegungsform des Stößels (Abb. 5.51), es kommt nur zu einer Parallelverschiebung des Stößelwegs über dem Kurbelwinkel.

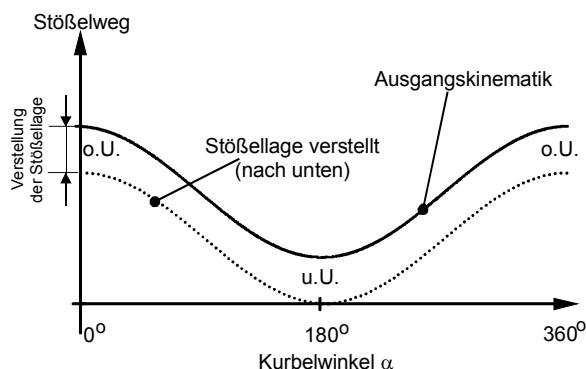


Abb. 5.51 Einfluss der Stößelverstellung auf die Kinematik einer Exzenterpresse

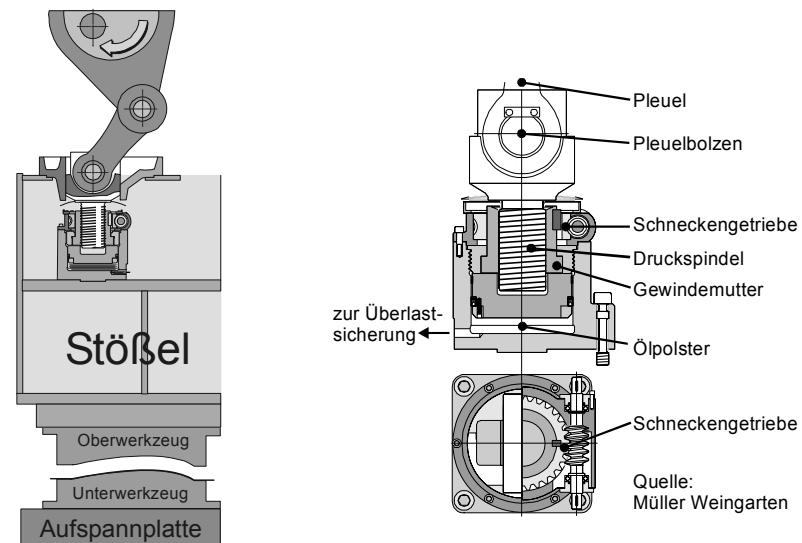


Abb. 5.52 Druckspindel mit Pleuelbolzen zu Stößelverstellung

Funktionsprinzip der Stößelverstellung mit Druckspindeln:

Die Druckspindel ist über den Pleuelbolzen mit dem Pleuel verbunden (Abb. 5.52). Ein Verstellgewinde ermöglicht die Höhenverstellung des Stößels. Das Schneckengetriebe mit Selbsthemmung, das mit der Gewindemutter verbunden ist, führt den Verstellvorgang aus. Es wird durch den Getriebebremsmotor angetrieben.

5.3.3.4 Überlastsicherungen

Um die Stößelkraft im Überlastfall durch Fehlbedienung, -beschickung und Werkzeugbruch zu begrenzen, werden hydraulische oder mechanische Überlastsicherungen in weggebundene Pressen eingebaut. Dies dient als Schutz vor Zerstörung des Werkzeugs und der Maschine.

Abb. 5.53 zeigt im oberen Bereich den Stößelwegverlauf über dem Kurbelwinkel einer Kurbel- oder Exzenterpresse.

Der Kurbelwinkel α beginnt bei 0° und erreicht bei ca. 30° vor dem u.U. den Wert von $\alpha = 150^\circ = \alpha^* = 30^\circ$, ab dem bei weggebundenen Pressen die volle Nennkraft zur Verfügung steht.

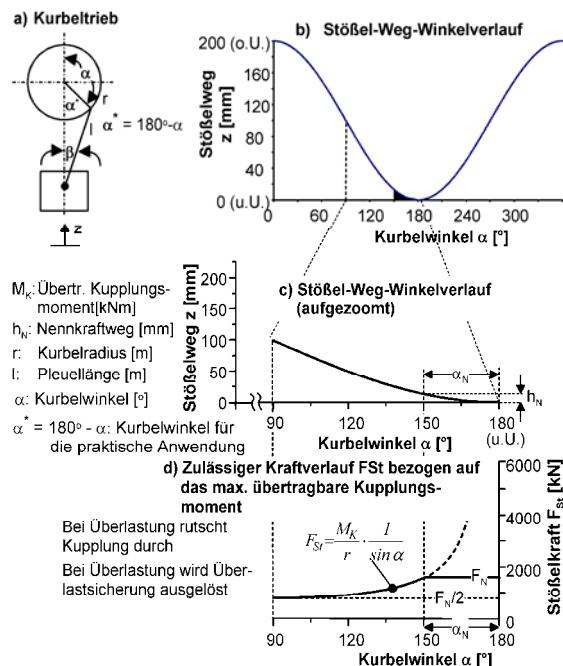


Abb. 5.53 Verlauf der maximal zulässigen Stößelkraft für eine Exzenter- oder Kurbelpresse

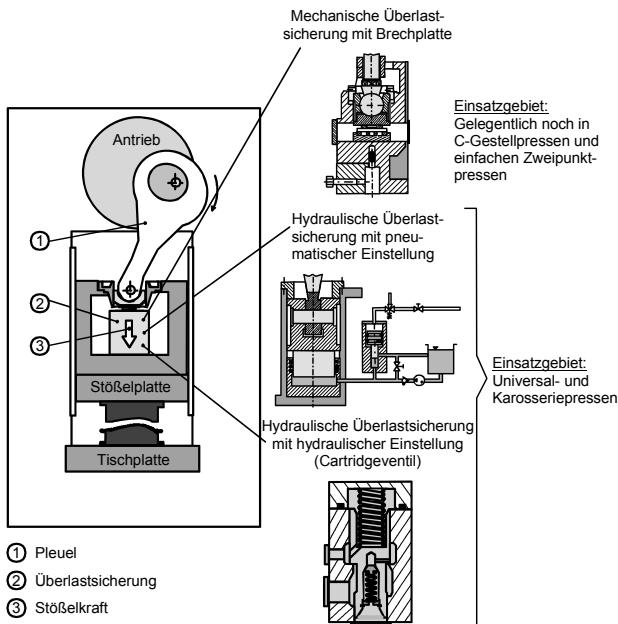


Abb. 5.54 Überlastsicherungen für weggebundene Pressen

Der Bereich, in dem die gesamte Nennkraft der Presse zur Verfügung steht, wird durch den Nennkraftwinkel α_N oder -weg h_N festgelegt. In der Regel wird nur der Nennkraftweg angegeben.

Bei Karosseriepressen beträgt der Nennkraftweg h_N für Kopfpressen 20 mm und für Folgepressen 12,5 mm.

Bei der Überlastung einer weggebundenen Presse unterscheidet man zwei Fälle (Abb. 5.53):

Überlastung außerhalb des Nennkraftbereiches:

Eine Überlastung in diesem Bereich birgt die Gefahr der Zerstörung des Triebwerks. Das übertragbare Kupplungsmoment M_K sollte so eingestellt werden, dass es im Überlastfall in diesem Bereich zu einem Durchrutschen der Kupplung kommt.

Bei den heutzutage überwiegend eingesetzten Kupplungsbremskombinationen kann es beim Durchrutschen der Kupplung im Überlastfall durch Wärmebildung u.U. Probleme geben.

Überlastung innerhalb des Nennkraftbereichs:

In diesem Bereich besteht die Gefahr der Zerstörung des Pressengestells. Die Stößelkraft wird hier durch mechanische oder hydraulische Überlastsicherungen begrenzt.

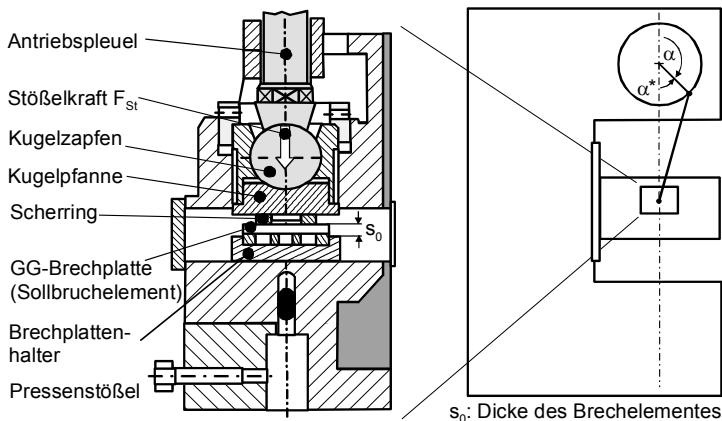


Abb. 5.55 Mechanische Überlastsicherung mit Brechplatte /Mäk61/

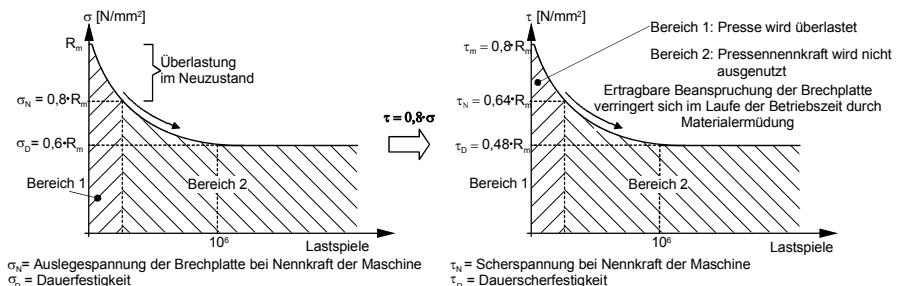


Abb. 5.56 Wöhlerkurven (ertragbare Beanspruchung in Abhängigkeit von der Betriebszeit); links: Zugschwellbeanspruchung, rechts: abgeleitete Scherschwellbeanspruchung

Bei Überschreiten der Nennkraft wird der Kraftfluss zwischen Triebwerk und Stößel unterbrochen.

Im Folgenden werden in historischer Reihenfolge die drei üblichen Konzepte für den Pressenbau vorgestellt (Abb. 5.54).

Mechanische Überlastsicherung

Die Stößelkraft wird über den Scherring auf die Brechplatte oder -topf (Sollbruchelement) übertragen (Abb. 5.55). Im Überlastfall wird die Brechplatte zerstört und somit der Kraftfluss zwischen Pleuel und Stößel unterbrochen.

Im Laufe der Betriebszeit sinkt die Festigkeit der mechanischen Überlastsicherung mit zunehmenden Lastwechseln durch Materialermüdung. Der Verlauf der zulässigen Beanspruchbarkeit in Abhängigkeit von den Lastwechseln ist in dem Wöhlerdiagramm dargestellt (Abb. 5.56).

Als Werkstoff für die Brechplatte wird Grauguss wegen seiner geringen Kerbempfindlichkeit ($\sigma_D = 0,6 R_m$) bevorzugt. Die Auslegespannung σ_N bezieht sich auf die Nennkraft F_N der Maschine und liegt in der Mitte zwischen R_m und der angenommenen Dauerfestigkeit σ_D der Scherplatte – sie beträgt also $\sigma_N = 0,8 R_m$.

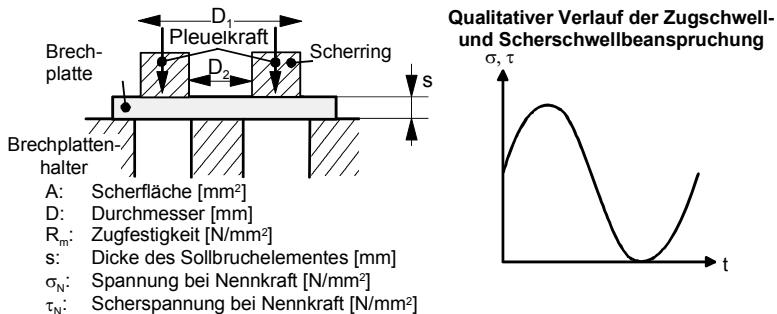


Abb. 5.57 Links: Schema zur Auslegung einer Brechplatte;
Rechts: Scherschwell- oder Druckschwellbeanspruchung

Damit ergibt sich bei Bruch der Scherplatte im Neuzustand der Maschine eine Überlastung von 20 %. In der Umgebung von 10^6 Lastwechseln hingegen kann der Bruch der Brechplatte bereits 20 % unterhalb von σ_N erfolgen. D.h. die Belastungsfähigkeit der Presse kann nur zu 80 % ausgenutzt werden.

Eine C-Gestellpresse, die bei Handbeschickung mit einer Hubzahl von 30 min^{-1} betrieben wird, fertigt in 8 Stunden 14.000 Teile pro Tag. Das Sollbruchelement dieser Presse befindet sich bereits nach einem Jahr mit $4 \cdot 10^6$ Lastwechseln im Dauerfestigkeitsbereich.

Das im Abb. 5.56, links gezeigte Wöhlerdiagramm gilt für Zugschwellbeanspruchung und steht für diverse Werkstoffe zur Verfügung. Wöhlerdiagramme für Scherschwellbeanspruchungen sind jedoch für den Praktiker schwer auffindbar. Es wird daher angenommen, dass der qualitative Verlauf der Zugschwellbeanspruchung auch für die Scherschwellbeanspruchung Gültigkeit hat. Aus dem für das Scherschneiden oft gewählten Zusammenhang $\tau = 0,8 \cdot \sigma$ zwischen der Zugfestigkeit σ und der Scherfestigkeit τ kann aus dem Verlauf der Zugschwellbeanspruchung der Verlauf der Scherschwellbeanspruchung abgeleitet werden (Abb. 5.56, rechts).

Berechnungsbeispiel zur Auslegung einer Brechplatte für eine C-Gestellpresse:
Für eine 1.000 kN (100 t) C-Gestellpresse soll die Dicke s_0 einer Brechplatte (Abb. 5.57) dimensioniert werden. Die Durchmesser der beiden Scherflächen betragen $D_1 = 150 \text{ mm}$ und $D_2 = 100 \text{ mm}$. Die Brechplatte besteht aus Grauguss ($R_m = 400 \text{ N/mm}^2$). Bei der Beanspruchung der Scherplatte tritt eine Scherschwellbeanspruchung (Abb. 5.57, rechts) auf. Bei der Berechnung der Dicke s_0 wird von den folgenden Ansätzen ausgegangen:

Mit

$$\tau_A = \frac{F_N}{A}, \quad (5.47)$$

$$\tau_A = 0,8 \cdot \sigma_A = 0,64 \cdot R_m \text{ und} \quad (5.48)$$

$$A = \pi \cdot s_0 \cdot (D_1 + D_2) \quad (5.49)$$

folgt für s_0

$$\begin{aligned} s_0 &= \frac{F_N}{\tau_A \cdot \pi \cdot (D_1 + D_2)} = \frac{F_N}{0,64 \cdot \pi \cdot R_m \cdot (D_1 + D_2)} \\ &= \frac{1.000 \cdot 10^3 \text{ N}}{0,64 \cdot \pi \cdot 400 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot (150 + 100) \text{ mm}} \approx 5 \text{ mm}. \end{aligned} \quad (5.50)$$

Eigenschaften mechanischer Überlastsicherungen:

- Konstruktiv einfache und preiswerte Lösung, da kein Hydraulikaggregat erforderlich ist bzw. Leitungen zum Schmieraggregat entfallen können.
- Unter Umständen hohe vertikale Maschinesteifigkeit c_z , da sich keine Ölsäule im Kraftfluss befindet.
- Nach einem Überlastfall muss die Maschine stillgelegt und das Sollbruchelement ausgewechselt werden.

Um eine möglichst lange Lebensdauer der mechanischen Überlastsicherung zu gewährleisten, wird das Sollbruchelement überdimensioniert im Vergleich zur Dauerfestigkeit der Brechplatte.

Hydraulische Überlastsicherung mit pneumatischer Einstellung (luft-hydraulische Druckwaage)

Das Konzept der hydraulischen Überlastsicherung mit pneumatischer Einstellung (Abb. 5.58) wurde ab den 50er Jahren in weggebundene Pressen der Blechverarbeitung eingesetzt. Während des Umformprozesses wird der Kraftfluss vom Pleuel über den Druckpunkt auf den Stöbel übertragen. Das Ölpolster im Druckpunkt ist dabei durch die Ölpumpe auf ca. $p_V = 80$ bar vorgespannt (Abb. 5.60). Im Überlastfall steigt die Stöbelkraft und der Öldruck im Ölpolster an, womit ein Ansteigen der auf den Druckübersetzer der Druckwaage einwirkenden hydraulischen Druckkraft $p_{Ö1} \cdot A_{Ö1}$ verbunden ist.

Über den pneumatischen Einsteldruck p_{LE} wird der Nenndruck bzw. die Kraft bei der die Druckwaage auslösen soll, eingestellt. Steigt der Öldruck über den Nenndruck p_N an (Abb. 5.60), dann bewegt sich der Druckübersetzer gegen die pneumatische Druckkraft $p_{LE} \cdot A_L$ nach oben.

A_L : Kolbenwirkfläche auf Pneumatikseite

$A_{\text{öI}}$: Kolbenwirkfläche auf Hydraulikseite

p_{LE} : Pneumatischer Einstelldruck

$p_{\text{öI}}$: Druck im Ölpolster

p_v : Vorspanndruck (herrscht im Druckpunkt im Leerlaufbereich der Maschine)

s_a : Überdeckung

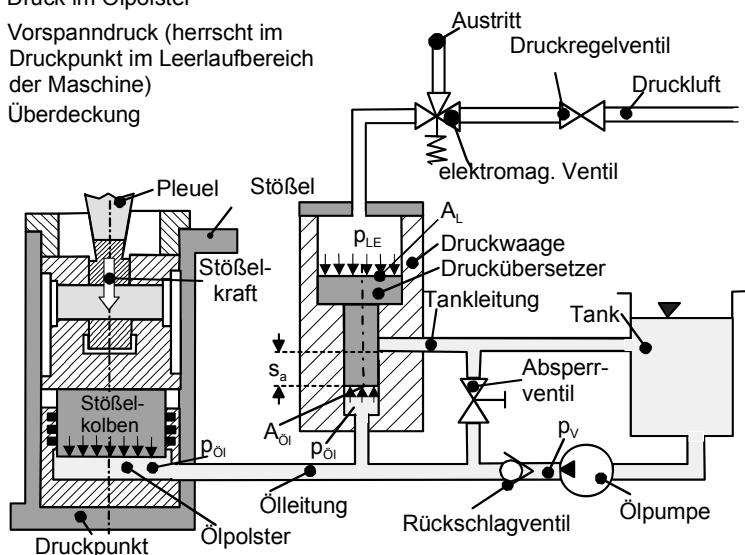


Abb. 5.58 Hydraulische Überlastsicherung mit pneumatischer Einstellmöglichkeit

Der Öldruck $p_{\text{öI}}$ steigt in dieser Phase über den Nenndruck hinaus an. Erst wenn der Druckübersetzer die Überdeckung s_a überwunden hat (Abb. 5.58), bricht der Ölpolsterdruck $p_{\text{öI}}$ zusammen und der Kraftfluss zwischen Antrieb und Stößel ist unterbrochen.

Die Entspannung des pneumatischen Einstelldrucks p_{LE} erfolgt erst nach Überschreiten der Überdeckung s_a .

Die Überdeckung s_a beträgt i.A. 50 mm, um hohe Ölleckagen zu vermeiden. Andererseits erlaubt dies ein „Spielen“ des Druckübersetzers innerhalb der Überdeckung s_a , wodurch die Presse weicher wird.

Bei Zweipunktpressen mit je einer Überlastsicherung pro Druckpunkt können unterschiedlich hohe Kräfte (links und rechts) in das Werkzeug eingeleitet werden. Dies kann u.U. wichtig sein bei der Herstellung von Flachradiatoren, wenn das Blech in Breitenrichtung unterschiedliche Festigkeiten und/oder Dicken aufweist.

Eigenschaften von luft-hydraulischen Druckwaagen:

- Flexible Einstellmöglichkeit der Überlastsicherung für den gezielten Schutz des Werkzeugs; die Überlastsicherung kann auch unterhalb der Pressennennkraft F_N auslösen.
- Einstellmöglichkeit zum Schutz der Maschine.

- Nach einem Überlastfall und Beseitigung der Ursache kann die Presse sofort wieder in Betrieb genommen werden, ohne dass ein Sollbruchelement, wie bei mechanischen Überlastsicherungen, ausgewechselt werden muss.

Bei einem Betriebsluftdruck von 5 bar für p_{LE} und einem geforderten Nenndruck p_N von 200 bar ergibt sich für den Druckübersetzer ein Flächenverhältnis von $A_{ÖL}:A_L = 1:40$.

Dies bewirkt eine vergleichsweise große Masse (Massenträgheit) der Druckwaage und somit ein verzögertes Ansprechen bei Überlastung. Dies gilt abgeschwächt auch, wenn der Druckübersetzer aus Aluminium gefertigt wird.

Durch die hohe Kompressibilität des Druckmediums Luft, hat das Druckluftsystem eine hohe Energiespeicherfähigkeit gegenüber einem Hydrauliksystem. Dies bewirkt einen verzögerten Druckluftabfall bei Abschalten der Druckluft p_{LE} .

Schnellschaltende hydraulische Überlastsicherung mit hydraulischer Einstellung (Cartridgeventil)

Abb. 5.59 zeigt den prinzipiellen Aufbau einer schnellschaltenden hydraulischen Überlastsicherung. Der Ölstrom zur Erzeugung von $p_{ÖIE}$ wird über die Vorspannleitung zugeführt. Das Ölpolster wird über das Rückschlagventil mit dem Vorspanndruck $p_{ÖIE}$ vorgespannt. Dabei wird der Ventilkolben mit der Vorspannkraft

$$F_V = p_{ÖIE} \cdot A_V + F_F \quad (5.51)$$

in den Ventilsitz gepresst. Das Rückschlagventil öffnet bei einem Druckabfall durch Leckagen oder bei der Inbetriebnahme der Presse nach einem Überlastfall. Tritt ein Überlastfall auf, dann wird der Ventilkolben durch die am Ventilkolben angreifende Druckkraft $F_{Öl}$ gegen die Vorspannkraft F_V nach oben gedrückt. Sobald der Ventilkolben vom Ventilsitz des Cartridgevents abgehoben ist, kann sich der Vorspanndruck in den Tank entspannen.

Nachdem der Ventilkolben die Überdeckung s_a überschritten hat, entspannt sich auch der Öldruck innerhalb des Ölpolsters und der Kraftfluss zwischen Pleuel und Stöbel wird unterbrochen. Nach Behebung der Ursache kann die Presse durch Anlegen von $p_{ÖIE}$ an die Vorspannleitung wieder in Betrieb genommen werden.

Eigenschaften:

- flexible Einstellmöglichkeit der Nennkraft über den hydraulischen Vorspanndruck $p_{ÖIE}$,
- nach einem Überlastfall kann die Maschine nach Beseitigung der Störungsursache sofort wieder in Betrieb genommen werden,
- sehr kompakte und preiswerte Bauweise.

Die Massenträgheit des Ventilkolbens fällt durch kleine Flächenverhältnisse ($A_{\text{OI}} : A_v = 1 : 1,4 \dots 1,7$) sehr gering aus im Gegensatz zum Druckübersetzer der luft-hydraulischen Druckwaage nach Abb. 5.58 ($A_{\text{OI}} : A_L \approx 1 : 40$). Hierdurch sind sehr geringe Ansprechzeiten realisierbar, d.h. im Überlastfall findet eine sehr geringe Überlastung der Presse statt.

Man kann Pressen mit Cartridgeventilen in jedem einzelnen Stößeldruckpunkt ausrüsten (Abb. 5.66). Häufiger wird das in Abb. 5.67 dargestellte Konzept realisiert.

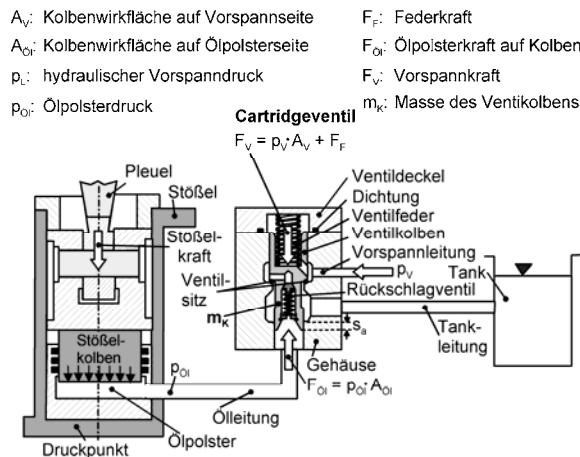


Abb. 5.59 Hydraulisches Cartridgeventil mit hydraulischer Einstellmöglichkeit

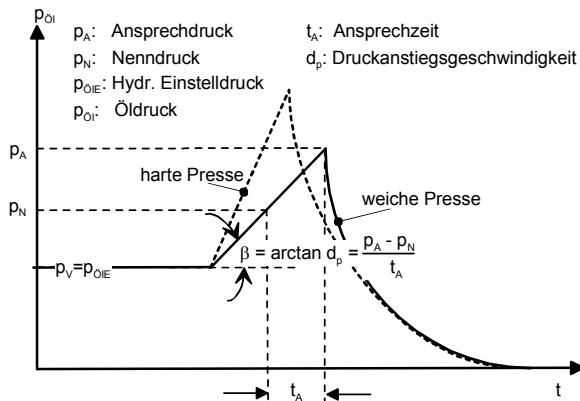
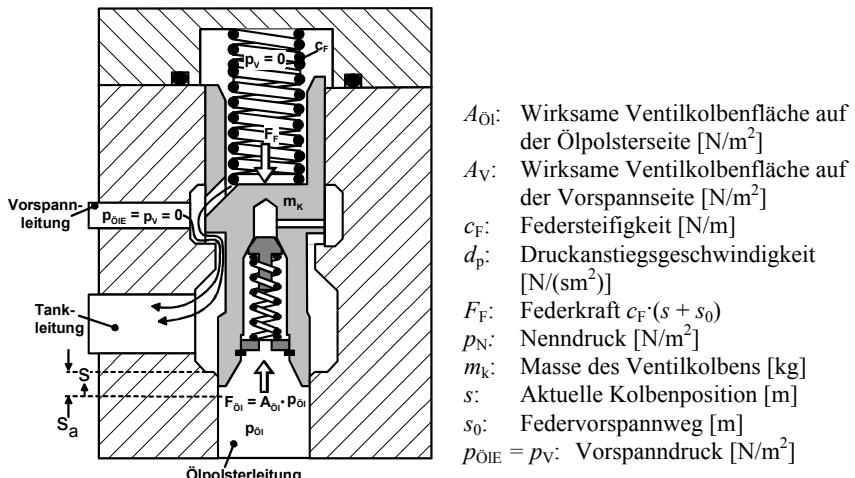


Abb. 5.60 Charakteristischer Druckverlauf innerhalb des Ölpolsters

**Annahme zur Berechnung der Ansprechzeit:**

- Der Vorspanndruck bricht schlagartig zusammen, sobald der Ventilkolben abhebt

Abb. 5.61 Angreifende Kräfte am Ventilkolben eines Cartridgevents**Kenngrößen zur Beschreibung des Reaktionsverhaltens hydraulischer Überlastsicherungen**

Ein charakteristischer Öldruckverlauf während eines Überlastfalls, wie er bei luft-hydraulischen Druckwaagen und bei Cartridgeventilen vorkommt, ist im Abb. 5.60 dargestellt. Der Druckanstieg während des Überlastfalls lässt sich in guter Näherung durch eine Gerade mit Hilfe der Druckanstiegsgeschwindigkeit $d_p = \tan \beta$ beschreiben. Die Druckanstiegsgeschwindigkeit hängt von der Stöbelhubzahl und von der Gesamtsteifigkeit Presse/Werkzeug ab (für die Auslegung der Überlastsicherung wird i.A. nur die Pressensteifigkeit berücksichtigt).

Für die Beschreibung des Reaktionsverhaltens hydraulischer Überlastsicherungen dienen die Ansprechzeit t_A , der Überlastfaktor \tilde{U} und das Druckverhältnis V als Kenngrößen.

- Ansprechzeit t_A :
Zeit, in der der Ventilkolben die Überdeckung s_a zurücklegt.
- Überlastfaktor \tilde{U} :
Der Überlastfaktor beschreibt die Höhe der relativen Überlastung zwischen p_N und p_A .

$$\tilde{U} = \frac{p_A - p_N}{p_N} \cdot 100\% \quad (5.52)$$

Ein geringer Überlastfaktor \tilde{U} ist Voraussetzung dafür, dass die Presse im Überlastfall nur gering überlastet wird. Bei zu hohem Überlastfaktor kann es

bei mehrteiligen Pressengestellen zu einem Abheben des Kopfstücks kommen (Abb. 5.62).

Die Höhe des maximalen Überlastfaktors ist durch den Durchmesser der Zuganker und die Vorspannung festgelegt.

- Druckverhältnis V :

Beschreibt den Zusammenhang zwischen Vorspanndruck $p_V = p_{\text{ÖIE}}$ (bei Cartridgeventilen) oder pneumatischen Einstelldruck p_{LE} (bei luft-hydraulischen Druckwaagen) und dem Nenndruck p_N . Das Druckverhältnis wird zur Einstellung der Überlastsicherung vom Ventilhersteller stets mit angegeben.

Für Cartridgeventile gilt:

$$V = \frac{p_N}{p_{\text{ÖIE}}} = \frac{A_V}{A_{\text{ÖI}}} \quad (5.53)$$

Für luft-hydraulische Druckwaagen gilt:

$$V = \frac{p_N}{p_{\text{LE}}} = \frac{A_L}{A_{\text{ÖI}}} \quad (5.54)$$

Herleitung der Formel zur Berechnung der Kenngrößen für luft-hydraulische Druckwaagen

Zur Berechnung der o.g. Kenngrößen wird von der Bewegungsdifferentialgleichung (System 2. Ordnung) des Druckübersetzers gemäß Abb. 5.63 ausgegangen.

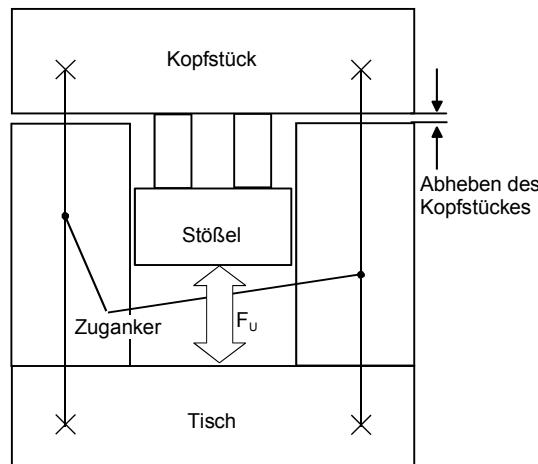


Abb. 5.62 Gestell einer Karosseriepresse mit Zuganker

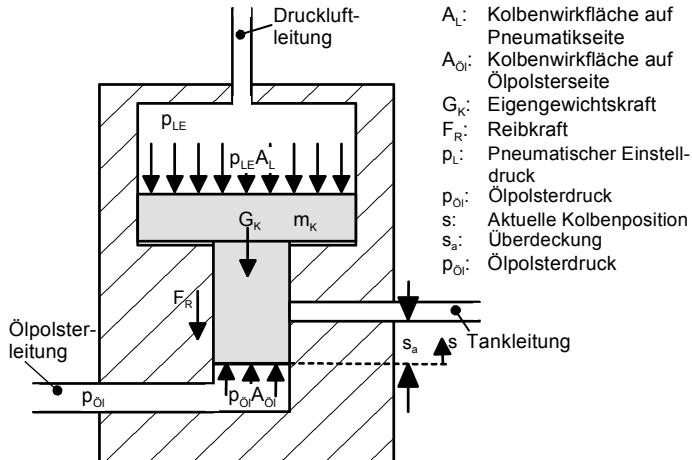


Abb. 5.63 Angreifende Kräfte am Ventilkolben einer luft-hydraulischen Druckwaage

$$A_{OI} \cdot p_{OI} - p_{LE} \cdot A_L - F_R - G_K = m_k \cdot \frac{d^2 s}{dt^2} \quad (5.55)$$

m_k : Masse des Ventilkolbens [kg]

Folgende Annahmen werden getroffen:

$$G_K = 0, F_R = 0$$

Bei Erreichen des Nenndrucks gilt:

$$p_{LE} \cdot A_L = A_{OI} \cdot p_N \quad (5.56)$$

Druckanstieg zwischen p_N und p_A verläuft linear und wird durch die Druckanstiegs geschwindigkeit $d_p = \tan \beta$ beschrieben. Mit

$$A_{OI} \cdot p_{OI} = A_{OI} \cdot p_N + d_p \cdot t \cdot A_{OI} \quad (5.57)$$

folgt aus Gl. (5.55)

$$A_{OI} \cdot d_p \cdot t = m_k \cdot \frac{d^2 s}{dt^2} \quad (5.58)$$

d_p : Druckanstiegs geschwindigkeit [$N/(sm^2)$]
 p_N : Nenndruck [N/m^2]

Herleitung der Ansprechzeit t_A aus Gl. (5.53):

$$\Rightarrow A_{\text{Ol}} \cdot d_p \cdot t \cdot dt^2 = m_k \cdot d^2 s \quad (5.59)$$

$$\text{Integration} \quad \Rightarrow A_{\text{Ol}} \cdot d_p \cdot \int t \cdot dt^2 = m_k \cdot \int d^2 s \quad (5.60)$$

$$\Rightarrow \frac{A_{\text{Ol}} \cdot d_p}{2} \cdot t^2 \cdot dt = m_k \cdot ds \quad (5.61)$$

$$\text{2. Integration} \quad \Rightarrow \frac{A_{\text{Ol}} \cdot d_p}{2} \cdot \int_0^{t_A} t^2 \cdot dt = m_k \cdot \int_0^{s_a} ds \quad (5.62)$$

$$\Rightarrow \frac{A_{\text{Ol}} \cdot d_p}{2 \cdot 3} \cdot t_A^3 = m_k \cdot s_a \quad (5.63)$$

$$\text{Ansprechzeit} \quad \Rightarrow t_A = \sqrt[3]{\frac{6 \cdot m_k \cdot s_a}{A_{\text{Ol}} \cdot d_p}} \quad (5.64)$$

$$\text{mit} \quad d_p = \tan \beta = \frac{p_A - p_N}{t_A} \quad (\text{s. Abb. 5.60}) \quad (5.65)$$

Herleitung des Ansprechdrucks p_A :

$$\text{Ansatz} \quad p_A = t_A \cdot d_p + p_N \quad (5.66)$$

Gln. (5.64) und (5.65) eingesetzt in Gl. (5.58) und nach p_A aufgelöst, liefert

$$\Rightarrow p_A = d_p \cdot \sqrt[3]{\frac{6 \cdot m_k \cdot s_a}{A_{\text{Ol}} \cdot d_p}} + p_N$$

$$\Rightarrow p_A = \sqrt[3]{\frac{6 \cdot d_p^2 \cdot m_k \cdot s_a}{A_{\text{Öl}}} + p_N} \quad (5.67)$$

Herleitung des Überlastfaktors \ddot{U} :

Ausgehend von

$$\ddot{U} = \frac{p_A - p_N}{p_N} \cdot 100\% \quad (5.68)$$

folgt

$$\ddot{U} = \frac{1}{p_N} \sqrt[3]{\frac{6 \cdot d_p^2 \cdot m_k \cdot s_a}{A_{\text{Öl}}} \cdot 100\%} \quad (5.69)$$

Aus den Gln. (5.64), (5.67) und (5.69) ist ersichtlich, dass die Ansprechzeit t_A , der Ansprechdruck p_A und der Überlastfaktor \ddot{U} mit Hilfe der Ventilparameter m_k , s_a , $A_{\text{Öl}}$ und dem Pressenparameter d_p berechnet werden können. Große Werte für d_p , m_k und s_a erhöhen den Überlastfaktor \ddot{U} , wohingegen ein großes $A_{\text{Öl}}$ und ein großes p_N den Überlastfaktor \ddot{U} vermindern.

Anordnung einer hydraulischen Überlastsicherungen bei Mehrpunktpressen

Unter Einwirkung des Vorspanndrucks wird die obere Anschlagfläche des Druckpunkt Kolbens an die obere Anschlagfläche des Druckpunktzylinders gepresst (Abb. 5.64). Nach Überschreiten des Einstelldrucks im Überlastsystem durch Belastung der Presse lösen sich die Kolben der Druckpunkte von den Anschlagflächen, weil das Öl infolge seiner geringen Steifigkeit im Vergleich zu Stahl (Verhältnis $E_{\text{Öl}} : E_{\text{Stahl}} = 1 : 125$) sehr stark komprimiert wird. Ist der Stößel infolge außermittiger Belastung gekippt, dann fließt das Öl nach dem Prinzip der kommunizierenden Röhre von einem Druckpunkt in den anderen. Dadurch entfällt die Stützwirkung des Antriebs gegen die Kippbewegung des Stößels und es kommt zu einer Verringerung der Kippsteifigkeit c_{ky} der Presse. In diesem Fall muss die Kippung über die Führungen alleine durch das Gestell aufgenommen werden. Aus Abb. 5.65, rechts geht hervor, dass die Kippung des Stößels geradezu verdoppelt wird, wenn dieser Effekt auftritt. Vermieden werden kann dieses durch Erhöhung des Einstelldrucks $p_{\text{ÖlE}}$ bzw. p_{LE} .

Anordnung von je einer Überlastsicherung pro Stößeldruckpunkt

Weit besser und wirkungsvoller ist die Lösung, für jeden Druckpunkt ein separates hydraulisches Überlastventil vorzusehen (Abb. 5.66). Hierdurch wird der Effekt der kommunizierenden Röhre vermieden.

Merkmale zur Anordnung von je einer Überlastsicherung pro Stoßeldruckpunkt:

- hohe Kippsteifigkeit der Maschine,
- höhere Anschaffungskosten, da jeder Druckpunkt einzeln durch ein Überlastventil abgesichert wird.

Druckwaage

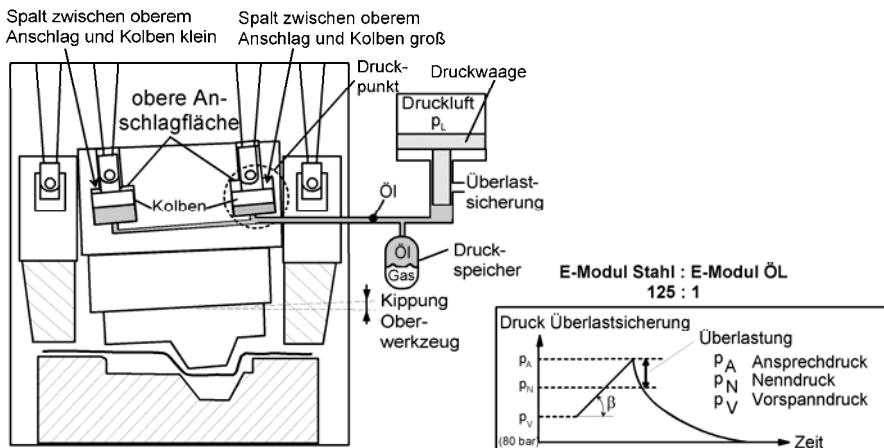


Abb. 5.64 Absicherung mehrerer Stoßeldruckpunkte über ein Überlastventil

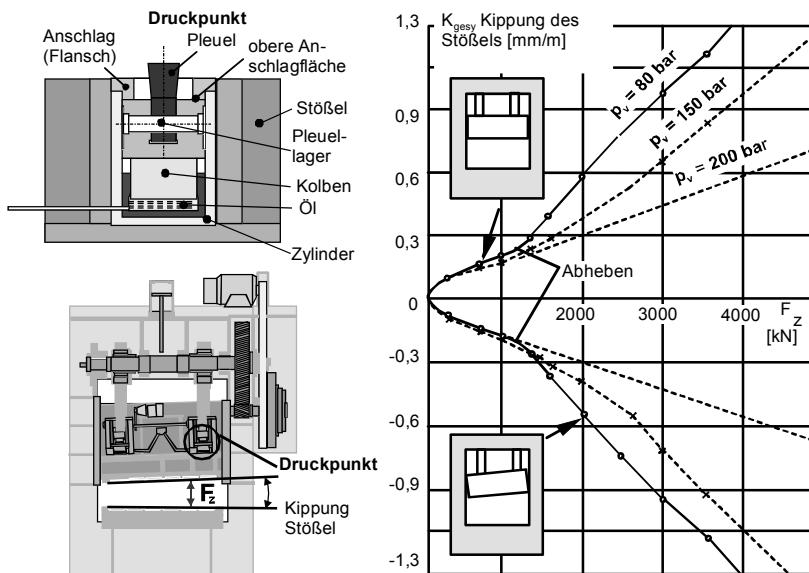


Abb. 5.65 Auswirkung des Vorspanndrucks bei luft-hydraulischen Überlastsicherungen auf das Stösselkippungsverhalten /Doe99/

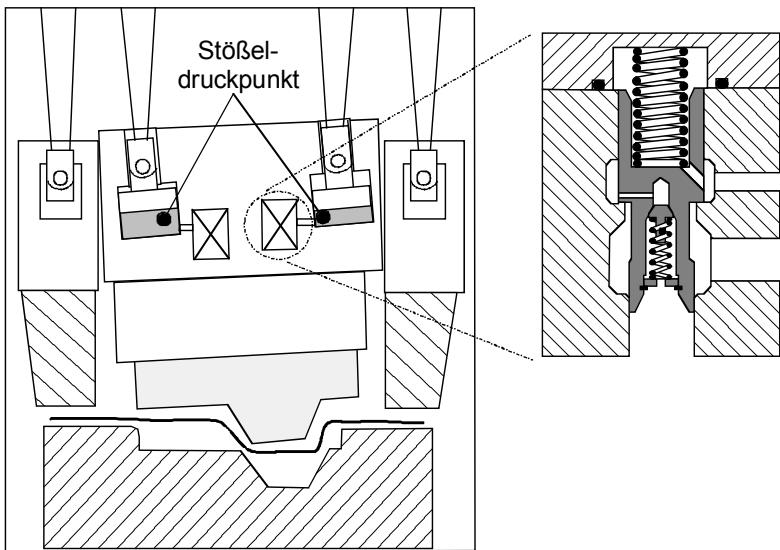


Abb. 5.66 Absicherung jedes einzelnen Stößeldruckpunkts über ein Überlastventil

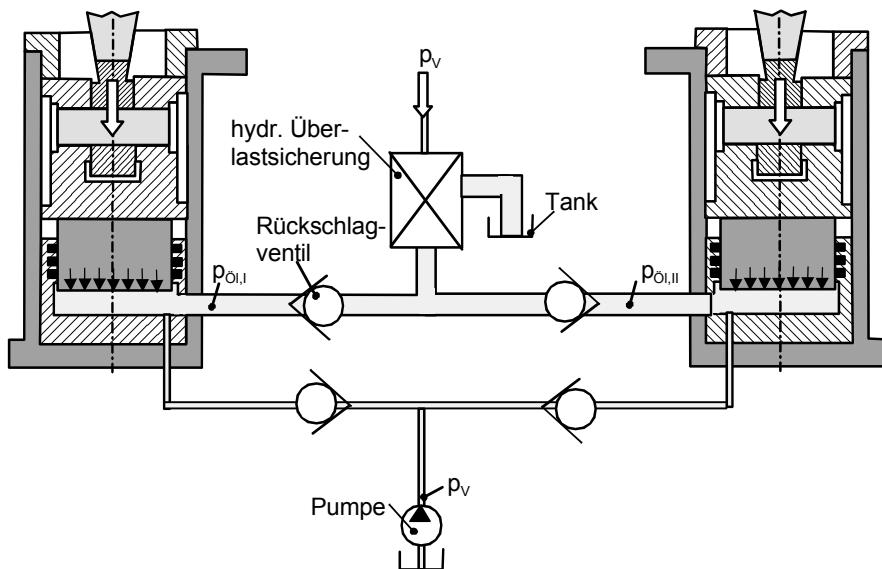


Abb. 5.67 Zwei Stößeldruckpunkte mit einem hydraulischen Überlastventil und vier Rückschlagventilen zur Vermeidung des Effekts der kommunizierenden Röhren

Anordnung einer Überlastsicherung mit vier Rückschlagventilen bei Zweipunktpressen

Da Rückschlagventile preisgünstiger sind als hydraulische Überlastsicherungen, bietet sich die wie in Abb. 5.67 dargestellte Lösung an. Es zeigt ein Schaltungskonzept mit nur einer hydraulischen Überlastsicherung und vier Rückschlagventilen an einer Zweipunktpresse.

Mit dieser Lösung kann der Effekt der kommunizierenden Röhren, der nach Abb. 5.65 nach Überschreiten des Vorspanndrucks p_V zu einer deutlichen Zunahme der Stößelkippung führt, ebenfalls vermieden werden.

5.3.3.5 Stößelgewichtsausgleich

Die Gewichtskräfte des Stößels und des Oberwerkzeugs werden heutzutage bei vielen Umformmaschinen durch einen Stößelgewichtsausgleich kompensiert. Dazu dienen i.A. Pneumatikzylinder, deren Kolben mit dem Stößel verbunden sind. Durch das Anpassen des Drucks in den Zylindern können auch die unterschiedlichen Gewichte von verschiedenen Oberwerkzeugen ausgeglichen werden.

Durch die Kinematik des Stößels bewegt sich der Kolben eines Pneumatikzylinders und ändert somit das Volumen unterhalb des Kolbens (Abb. 5.68, rechts). Damit diese Volumenänderung eine möglichst geringe Änderung des Drucks im Zylinder und somit der Kraft auf den Stößel zur Folge hat, ist der Pneumatikzylinder an einen im Verhältnis zu seinem eigenen Volumen großen Ausgleichsbehälter angekoppelt. Dennoch kann die Druckschwankung bis zu 30% betragen.

Bei hohen Hubzahlen kommt es durch die häufigen und schnellen Druckausgleichsvorgänge zwischen Pneumatikzylindern und Ausgleichsbehältern zu einer starken Erwärmung des Systems. Deshalb werden hierfür Systeme eingesetzt, bei denen das Ausgleichsvolumen kurz an den Pneumatikzylinder angekoppelt ist und die Verluste minimal sind (Abb. 5.69).

Bei Hubzahlen von mehr als $200\text{--}300 \text{ min}^{-1}$ werden im Allgemeinen keine Stößelgewichtsausgleichssysteme eingesetzt.

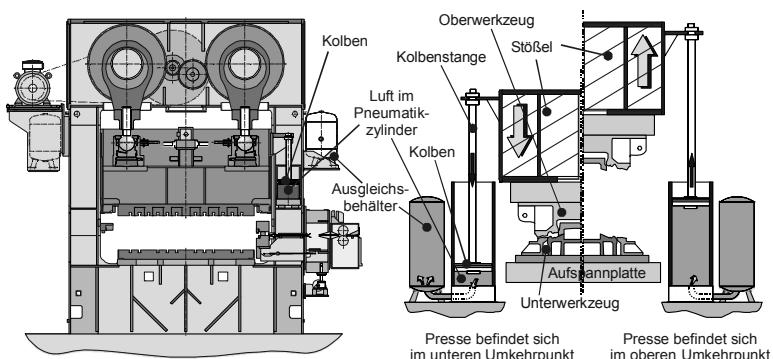


Abb. 5.68 Stößelgewichtsausgleich (Quelle: Müller Weingarten)

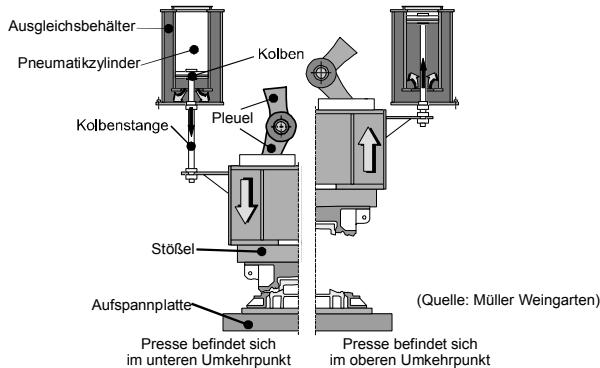


Abb. 5.69 Stößelgewichtsausgleichssystem mit kurzer Ankoppelung der Ausgleichsbehälter (Ummantelung der Pneumatikzylinder)

Bei doppelt wirkenden Ziehpressen ist ein Gewichtsausgleich auch für den Blechhalter sinnvoll. Wegen der Abmessung des Blechhalters sind in der Regel vier Ausgleichszylinder notwendig.

Einfluss des Stößelgewichtsausgleichs auf die Lagerspiele

Umkappen der Lagerspiele bei Pressen ohne Stößelgewichtsausgleich:

Als Umkappen der Lagerspiele bezeichnet man den Anlagewechsel des Lagerbolzens.

Aufgrund des Stößel- und Pleuelgewichts hängt der Stößel bei der unbelasteten Maschine an Pleuel und Exzenterwelle (Abb. 5.70, links). Die Lagerspiele stellen sich entsprechend der Gewichtskräfte und der Lagerschmierung ein. Der mit dem Stößel fest verbundene Lagerbolzen liegt unten an der Lagerschale an, so dass der Lagerspalt zwischen dem Lagerbolzen und der Lagerschale oben größer ist als unten.

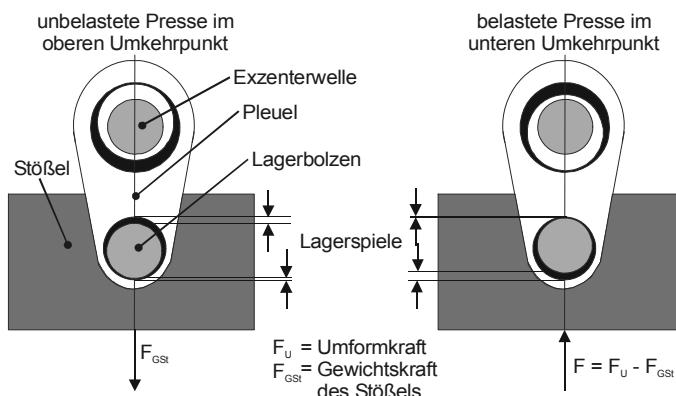


Abb. 5.70 Lagerspiele während der Umformung unter Vernachlässigung der durch die Bewegung des Stößels und des Pleuels entstehenden Massenkräfte

Zu Beginn der Umformung kommt es zum Umklappen der Lagerspiele, sobald die Umformkraft größer als die Gewichtskraft des Stößels wird. Der Lagerbolzen wird dabei nach oben gegen die Lagerschale gedrückt und der Lagerspalt wird an der oberen Seite des Lagers kleiner als an der unteren (Abb. 5.70, rechts).

Kurz nach dem u.U. (nach Beendigung des Umformvorgangs) klappen die Lagerspiele beim Rückhub des Stößels wieder zurück.

Umklappen der Lagerspiele bei Pressen mit Stöbelgewichtsausgleich:

Wird der Druck in den Pneumatikzylindern des Stöbelgewichtsausgleichs so eingestellt, dass die auf den Stößel ausgeübte Kraft geringer oder gleich seiner Gewichtskraft ist, so erfolgt ein Umklappen der Lagerspiele ähnlich wie bei Pressen ohne Stöbelgewichtsausgleich.

Ein höherer Druck im Stöbelgewichtsausgleich führt dazu, dass der unbelastete Stößel leicht angehoben wird und so z.B. das Lagerspiel oberhalb des mit dem Stößel fest verbundenen Lagerbolzens (Abb. 5.70) kleiner wird. Das Maschinenverhalten verbessert sich, da die Anfangskippung $k_{AX,Y}$ (Abb. 5.205) und die vertikale Anfangsverlagerung v_{AZ} (Abb. 5.204) geringer werden. Der Einfluss der Lagerspiele auf den Umformprozess verringert sich (vgl. Kap. 5.6.5).

Wird der Druck im Stöbelgewichtsausgleich zu hoch eingestellt, so kann, abhängig von der Drehzahl, das Umklappen der Lagerspiele z.B. der oszillierenden unteren Pleuellager (Abb. 5.70) im Stößel ausbleiben, so dass eine ausreichende Schmierstoffversorgung ausbleibt (Lager wird ständig in einer Richtung belastet). Die mögliche Folge ist ein vorzeitiger Verschleiß oder ein Festfressen der Lager.

Einstellen des Drucks im Stöbelgewichtsausgleich

Der Druck im Stöbelgewichtsausgleich wird heutzutage meist so eingestellt, dass das Gewicht des Stößels inkl. aller angebauten Teile und des Oberwerkzeugs gerade ausbalanciert ist und es zu einem Umklappen der Lagerspiele kommt.

Der Stößel und das Oberwerkzeug erscheinen für den Antriebsstrang somit gewichtslos. Beim Hochlaufen des Stößels wird dadurch die Stromaufnahme des Antriebsmotors reduziert.

5.3.3.6 Massenausgleich

Die bewegten Massen (z.B. Antrieb und Stößel) einer Umformmaschine üben bei hohen Hubzahlen auf Grund der starken Beschleunigungen große Massenkräfte aus. Dadurch entstehen starke Schwingungen in der Maschine, die sich auch auf die Umgebung übertragen.

Zur Realisierung hoher Hubzahlen sind deshalb bei mechanischen Pressen Massenausgleichssysteme sinnvoll, um aufwendige Fundamentierungen zu vermeiden.

Findet sowohl ein Ausgleich der Massenkräfte oszillierender Massen (z.B. Stößel, Pleuel) als auch ein Ausgleich der Massenkräfte rotierender Massen (z.B. Doppel-Exzenter) statt, so spricht man von einem totalen oder vollkommenem Massenausgleich.

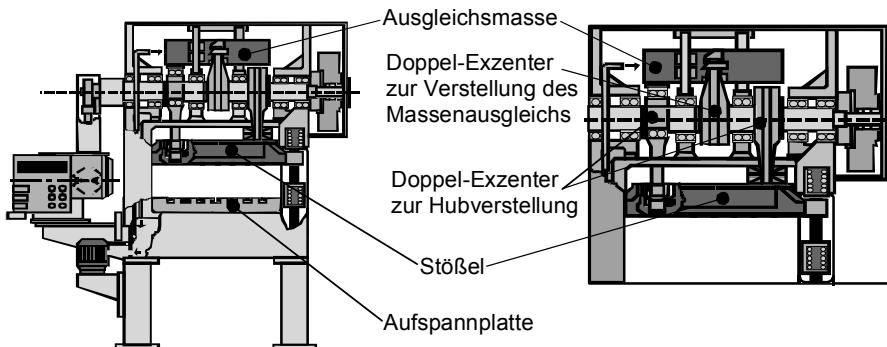


Abb. 5.71 Massenausgleichssystem, Fa. Haulick + Roos

Beispiel 1:

Bei dem in Abb. 5.71 abgebildeten Massenausgleichssystem wird eine Ausgleichsmasse entsprechend der Kinematik des Exzenterantriebs in vertikaler Richtung bewegt. Folgende Massenkräfte müssen ausgeglichen werden:

- Stößel und Werkzeugoberteil: Vertikaler Massenausgleich erforderlich,
- Doppel-Exzenter: Rotatorischer Massenausgleich: erforderlich,
- Pleuel: Vertikaler, horizontaler und rotatorischer Massenausgleich erforderlich.

Stößel und Werkzeugoberteil:

Die Bewegung der Ausgleichsmasse erfolgt entgegen der Bewegung des Stößels, so dass sich die Kräfte der vertikal oszillierenden Massen ausgleichen.

Doppel-Exzenter:

Der Doppel-Exzenter des Massenausgleichs ist um 180° versetzt zu den beiden Doppel-Exzentern der Hubverstellung angeordnet. Er ist so dimensioniert, dass er die rotatorischen Massenkräfte der beiden anderen Doppel-Exzenter ausgleicht.

Pleuel:

Die vertikalen, horizontalen und rotatorischen Massenkräfte der beiden Stößel-Pleuel gleichen sich mit denen des Ausgleichsmassen-Pleuels aus.

Besonderheit dieser Anordnung:

Bei der Verstellung der Hubhöhe des Stößels mittels der Doppel-Exzenter, auf denen die Pleuel für den Stößelantrieb gelagert sind, ändern sich die vertikalen Massenkräfte des Stößels sowie die rotatorischen Massenkräfte der Doppel-Exzenter. Deshalb wird automatisch mit den Doppel-Exzentern für die Hubhöheneinstellung auch der Doppel-Exzenter, an den die Ausgleichsmasse angekoppelt ist, verstellt. Auf diese Art wird der vollkommene Massenausgleich für alle Hubhöhen gewährleistet.

Beispiel 2:

Bei dem in Abb. 5.72 abgebildeten Massenausgleichssystem werden die Ausgleichsmassen synchron zur Stößelbewegung durch die Lenker bewegt. Folgende Massenkräfte müssen ausgeglichen werden:

- Stößel und Werkzeugoberteil: Vertikaler Massenausgleich erforderlich,
- Doppel-Exzenter: Rotatorischer Massenausgleich erforderlich,
- Pleuel: Vertikaler, horizontaler und rotatorischer Massenausgleich erforderlich.

Ausgleich der rotatorischen Massenkräfte:

Die rotatorischen Massenkräfte lassen sich in horizontale und vertikale Komponenten zerlegen. Die Kompensation dieser Kräfte erfolgt bei der obigen Anordnung durch den Ausgleich der beiden Komponenten.

Ausgleich der vertikalen Massenkräfte:

Die vertikale Bewegung der Ausgleichsmassen erfolgt über die unteren Lenker (3) in Abb. 5.72. Sie ist der Bewegung des Stößels und des Pleuels entgegengerichtet, so dass die Massenkräfte in vertikaler Richtung ausgeglichen werden.

Ausgleich der horizontalen Massenkräfte:

Die oberen Lenker (1) in Abb. 5.72 verschieben das obere Lager (2) der Ausgleichsmasse in horizontaler Richtung. Dadurch werden die horizontalen Massenkräfte des Pleuels und des Doppel-Exzenter, der zur Hubverstellung dient, kompensiert.

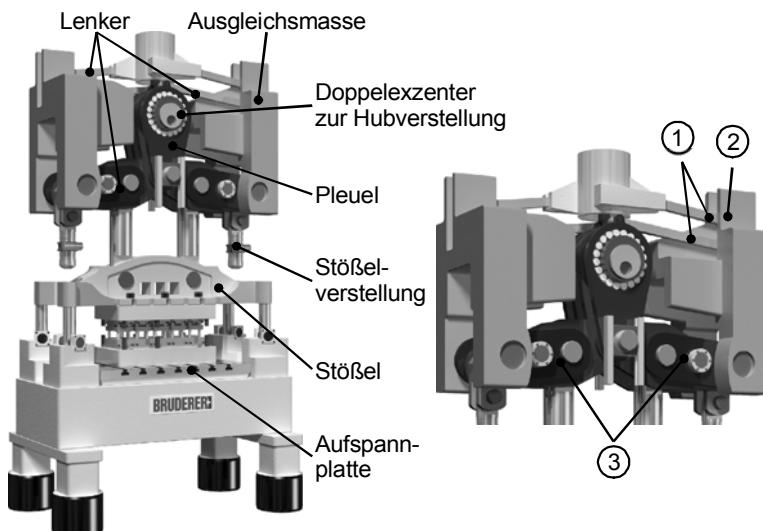


Abb. 5.72 Massenausgleichssystem (Quelle: Fa. Bruderer)

Besonderheit dieser Anordnung:

Die Ausgleichsmassen sind über die Lenker direkt an die Bewegung des Stößels, des Doppel-Exzenter und des Pleuels gekoppelt. Bei einer Verstellung der Hubhöhe des Stößels folgt die Bewegung des Massenausgleichssystems zwangsläufig der veränderten Stößelbewegung und ein Ausgleich der Massenkräfte ist weiterhin gegeben.

Der Ausgleich der rotierenden Massenkräfte erfolgt über die Kompensation der vertikalen und der horizontalen Kraftkomponenten. Die Bahnen der Schwerpunkte der Ausgleichsmassen beschreiben eine Ellipse. Es erfolgt ein vollkommener Massenausgleich.

5.3.3.7 Kupplung und Bremse

Zur Übertragung der Bewegung von Schwungrad und Antriebsmotor auf den Stößel dient eine auf der Schwungradseite angeordnete Kupplung. Aufgabe der *Kupplung* ist es, den Kraftschluss zwischen Schwungrad und Antriebswelle und damit dem Stößel der Presse herzustellen bzw. zu unterbrechen.

Die *Bremse* hat im Wesentlichen die Aufgabe, die translatorisch beschleunigten Massen des Stößels, der Pleuel und des Oberwerkzeugs sowie die rotierenden Massen der Wellen und Zahnräder des Getriebes abzubremsen und die Presse still zu setzen.

In Umformmaschinen kommen Reibkupplungen und -bremsen zum Einsatz, die sich grundsätzlich in nass- bzw. trockenlaufende Kupplungen und Bremsen unterscheiden lassen.

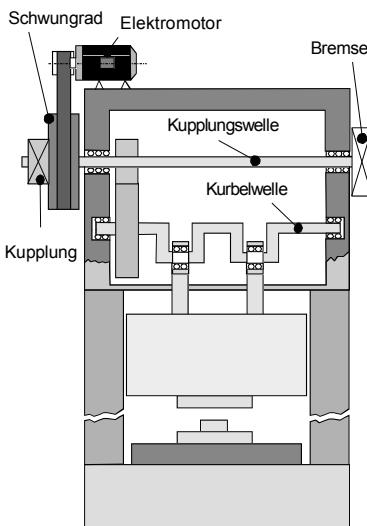


Abb. 5.73 Einzelne Anordnung von Kupplung und Bremse

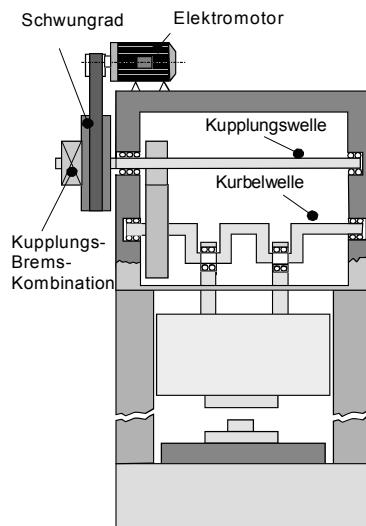


Abb. 5.74 Kupplungs-Brems-Kombination (KBK)

Weiteres Unterscheidungsmerkmal ist die Art der Betätigung. Üblich sind heutzutage pneumatische und hydraulische Betätigungen. Trockenlaufende Kupplungen und Bremsen werden wegen der Wärmeabfuhr überwiegend in Einscheibenbauweise ausgeführt.

Übliche Anordnungen von Kupplung und Bremse sind in Abb. 5.73 und Abb. 5.74 dargestellt.

Kupplung

Aufbau und Funktion einer Kupplung:

Abb. 5.75 zeigt eine pneumatisch betätigte Einscheibenkupplung, die direkt am Schwungrad montiert ist.

Durch Beaufschlagen des Kupplungszylinders mit Druckluft wird der Kupplungsvorgang ausgelöst, d.h. beim Überschreiten des Ansprechdrucks p_A (Abb. 5.83) übersteigt die aus dem Luftdruck resultierende Kraft die Summe der Federkräfte F_F und der axial verschiebbare Reibscheibenträger presst die Reibscheiben gegen den Reibbelag. Damit sind Antrieb und Triebwerk durch Reibschluss miteinander gekuppelt.

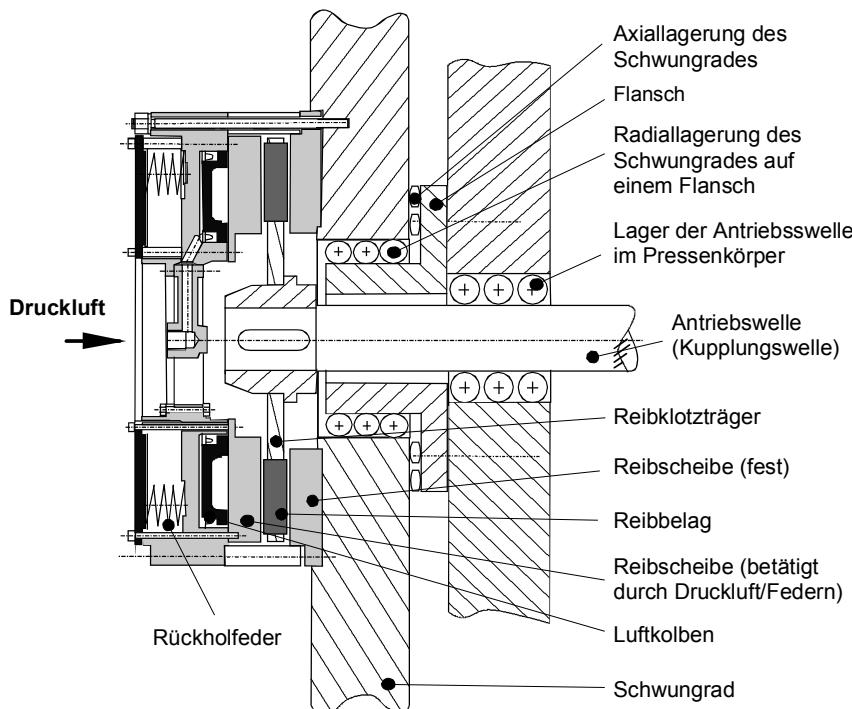


Abb. 5.75 Pneumatisch betätigtes Einscheibenkupplung

Funktionsweise:

- Ausgangszustand: Kupplung ist aus Sicherheitsgründen durch Federkraft F_F geöffnet (Das Luftnetz kann zusammenbrechen).
- Kupplung schließt bei Druckluftzufuhr.

Grundlagen:

Das Drehmoment M an der Kupplung ergibt sich aus:

$$M = (F_A - F_F) \cdot r_m \cdot z_R \cdot \mu \quad (5.70)$$

M : übertragbares Moment der Kupplung [Nm]

F_A : axiale Druckkraft des Luftkolbens [N]

F_F : Federrückdruckkraft [N]

r_m : mittlerer Reibradius [m]

μ : Reibungskoeffizient

$$r_m = \frac{r_a + r_i}{2} \quad (5.71)$$

r_a : Außenradius des Reibbelags [m]

r_i : Innenradius des Reibbelags [m]

z_R : Anzahl der Reibflächen

Alternativ gilt auch:

$$M = \mu \cdot p_R \cdot A_R \cdot r_m \quad (5.72)$$

p_R : spezifische Flächenpressung zwischen den Reibpartnern, sie ist nach Überschreiten des Ansprechdrucks eine Funktion des wirksamen Luftdrucks [N/mm^2]

A_R : gesamte Reibfläche an beiden Bremshälften [mm^2]

Diese Bezeichnung verdeutlicht, dass die spezifische Flächenpressung p_R in die Berechnung des Moments eingeht.

Am Ende der Steuerzeit t_s greift die Kupplung, s. Abb. 5.83. Hier ist F_A geringfügig größer als F_F . Ab diesem Zeitpunkt nimmt die spezifische Pressung p_R zu und damit das übertragende Moment /Sch71/.

Wie sich der Reibwert μ als Funktion der Flächenpressung p_R , der Temperatur an den Reibflächen (Arbeitstemperatur) und der Geschwindigkeit prinzipiell ändert, zeigt Abb. 5.76.

Aus der VDI-Richtlinie 2241 können die zweckmäßigen Flächenpressungen für trockenlaufende Kupplungen und Bremsen sowie für nasslaufende Kupplungen und Bremsen entnommen werden (Abb. 5.77) /VDI2/.

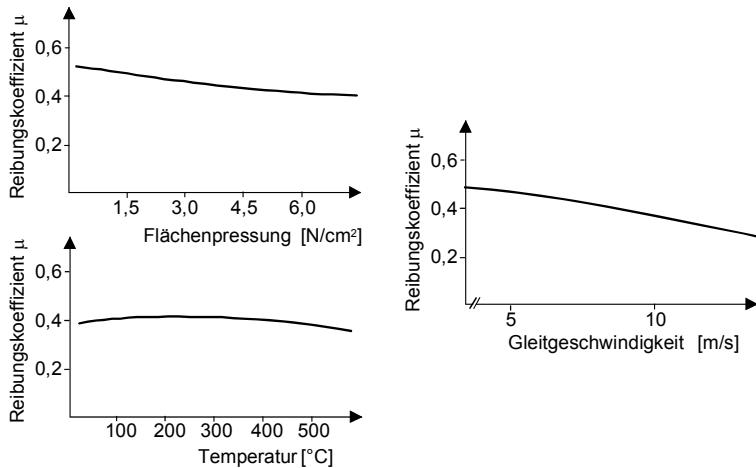


Abb. 5.76 Prinzipielle Darstellung der Beeinflussung des Reibungskoeffizienten durch die Flächenpressung, die Temperatur und die Geschwindigkeit nach /Gei99/

Für die Einscheibenkupplung und -bremse gilt:

$$p_R = \frac{(F_A - F_F)}{\frac{A_R}{2}} = \frac{2 \cdot (F_A - F_F)}{A_R} \quad (5.73)$$

Beim Beschleunigen kann die Kupplung das Schaltmoment M_S übertragen:

$$M_S = (F_A - F_F) \cdot r_m \cdot z_R \cdot \mu_{dyn} \quad (5.74)$$

M_S : Schaltmoment [Nm]
 μ_{dyn} : Gleitreibungskoeffizient

Im stationären Zustand ergibt sich das übertragbare Moment $M_{\dot{u}}$ zu

$$M_{\dot{u}} = (F_A - F_F) \cdot r_m \cdot z_R \cdot \mu_0 \quad (5.75)$$

$M_{\dot{u}}$: übertragbares Moment [Nm]
 μ_0 : Haftriebungscoefficient

		Nasslauf			Trockenlauf		
	Reibpaarungen	Sinter-bronze / Stahl	Sinter-eisen / Stahl	Stahl, gehärtet / Stahl, gehärtet	Sinter-bronze / Stahl	Organische Beläge / Grauguss	Stahl, nitriert / Stahl, nitriert
Reibungskoeffizient	Gleitreibungs-koeffizient μ_{dyn}	0,05 bis 0,10	0,07 bis 0,10	0,05 bis 0,08	0,15 bis 0,30	0,3 bis 0,4	0,3 bis 0,4
	Hafreibungs-koeffizient μ_0	0,12 bis 0,14	0,10 bis 0,14	0,08 bis 0,12	0,2 bis 0,4	0,3 bis 0,5	0,4 bis 0,6
	Värhältnis μ_0/μ_{dyn}	1,4 bis 2	1,2 bis 1,5	1,4 bis 1,6	1,25 bis 1,6	1,0 bis 1,3	1,2 bis 1,5
Technische Daten (Richtwerte)	Max. Gleitgeschwindigkeit [m/s]	40,0	20,0	20,0	25,0	40,0	25,0
	Max. Reibflächen-pressure [N/mm²]	4,0	4,0	2,5	2,0	1,0	0,5
	Zulässige flächen-bezogene Reibleistung [W/mm²]	1,5 bis 2,5	0,7 bis 1,2	0,4 bis 0,8	1,5 bis 2,0	3,0 bis 6,0	1,0 bis 2,0

Abb. 5.77 Zweckmäßige Flächenpressungen für trocken- und nasslaufende Kupplungen und Bremsen, Werte aus /VDI2/

Es gilt

$$\mu_0 > \mu_{dyn} \Rightarrow M_{\ddot{u}} > M_S \quad (5.76)$$

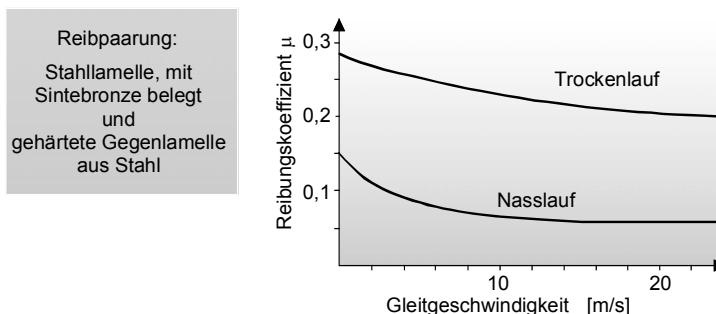


Abb. 5.78 Vergleich des Reibungskoeffizienten für den Trocken- und Nasslauf bei unterschiedlichen Lamellengleitgeschwindigkeiten

Wichtig für den Praktiker ist, wie hart bzw. wie weich die Kupplung greifen muss, damit kein schlagartiges Anfahren der Maschine erfolgt. Ein zu hartes Anfahren kann zur Beschädigung von Triebwerksteilen führen. Bei Luftkupplungen wurde in der Vergangenheit das gedämpfte Kuppeln realisiert. (Abb. 5.79)

Der Druckverlauf beim gedämpften Kuppeln bzw. Bremsen kann Abb. 5.84 entnommen werden. Abb. 5.88 zeigt das Prinzip des gedämpften Kuppelns und Bremsens beim Einsatz einer hydraulischen Kupplungs-/Bremskombination.

Das übertragbare Moment $M_{\ddot{u}}$ gibt dem Praktiker an, welche zulässige Kraft über dem Kurbelwinkel α der Presse entnommen werden kann.

$$F_{ST} = \frac{M_{\ddot{u}}}{r} \cdot \frac{1}{\sin \alpha} \quad (5.77)$$

Merkmale trockenlaufender Kupplungen:

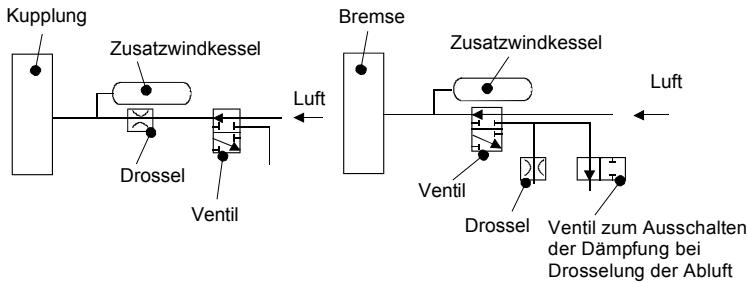
- Im Pressenbau befinden sich nach wie vor trockenlaufende Einscheibenkupplungen im Einsatz. Bei Karosseriepressen werden zunehmend hydraulische Lamellenkupplungen (evtl. in Mehrscheibenausführung) eingesetzt.
- Die Reibpaarung ist prinzipiell verschleißbehaftet. Deshalb wird die Lebensdauer einer Kupplung oder Bremse durch die Verschleißeigenschaften von Reibbelag und Gegenreibfläche bestimmt.
- Die Kupplung läuft mit dem Schwungrad ständig um und erfährt daher eine permanente Eigenkühlung. Die Bremse steht dagegen still, wobei eine Ventilation durch den Reibklotzträger während des Betriebs der Presse erfolgt (Abb. 5.82).

Anforderungen an die Reibbeläge /Gei99/:

- Möglichst konstanter Reibungskoeffizient als Funktion der Temperatur,
- Verschleißfestigkeit,
- Temperaturfestigkeit,
- geräuscharme Schaltvorgänge, d.h. Unterdrückung des *Stick-Slip-Effektes* (Ruckgleiten) durch geeignete Gestaltung des μ -Wertes über der Reibgeschwindigkeit v .

Der Stick-Slip-Effekt (Ruckgleiten)

Im Bereich niedriger Gleitgeschwindigkeiten ergeben monoton eingeleitete Bewegungen unter ganz bestimmten Bedingungen keine kontinuierliche Relativbewegung der Gleitpartner, sondern führen zu Schwingungen oder ruckartigen Bewegungsabläufen, die als Stick-Slip bezeichnet werden /Fri91, Klo02/. Dabei geraten zwei Materialien, angeregt durch Relativbewegungen zueinander in ein Wechselspiel zwischen Haft- und Gleitreibung (Abb. 5.80). Die Rauheitsspitzen der Reibpartner verhaken sich ineinander und werden elastisch verformt /Sch83/. Dieses abwechselnde Gleiten und Verhaken ist die Ursache von Störgeräuschen, die als Ruckeln oder Quietschen wahrgenommen werden.



Kupplung: Drossel im Zuströmkanal Bremse: Drossel im Abströmkanal

Abb. 5.79 Pneumatikschaltungen für das gedämpfte Kuppeln (links) und das gedämpfte Bremsen (rechts) bei getrennter Anordnung von Kupplung und Bremse

Beispiele für Stick-Slip-Effekte:

- Türscharniere, Bremsen und Kreide auf der Tafel quietschen,
- Kupplungen ruckeln, rupfen (Abb. 5.81),
- Werkzeugmaschinen-Schlitten bewegt sich stockend.

Möglichkeiten zur Verhinderung von Stick-Slip-Effekten:

- Schaffung hydrodynamischer Verhältnisse durch Querschwingungen, z.B. durch überlagerte Ultraschallschwingung,
- Aufbau tragfähiger hydrostatischer Schmierschichten (externe Druckerzeugung),
- Einsatz von Wälzpaarungen an Stelle von Gleitpaarungen,
- Verwendung spezieller Reibpartner (Schmierstoffe, Werkstoffkombinationen),
- Konstruktion spielfreier Antriebe hoher Antriebssteife.

Stick-Slip an einer pneumatischen Kupplung:

An druckluftbetätigten Einscheibenkupplungen in weggebundenen Umformmaschinen kann es beim Einkuppeln zwischen Reibbelag und Reibscheibe zum Stick-Slip-Effekt und damit zu ruckartigen Bewegungen kommen.

Das Schwungrad mit befestigter Reibscheibe läuft mit der konstanten Geschwindigkeit v_0 ständig um. Der Reibklotz im Reibklotzträger (fest mit der Antriebswelle verbunden) wird von der Druckscheibe gegen die Reibscheibe gedrückt. Der Kupplungsvorgang beginnt. Dadurch ergibt sich die Relativgeschwindigkeit v .

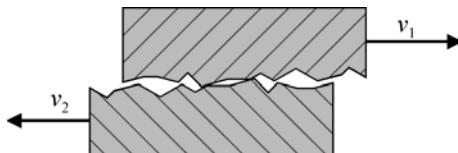


Abb. 5.80 Stick-Slip-Effekt zwischen zwei Gleitpartnern

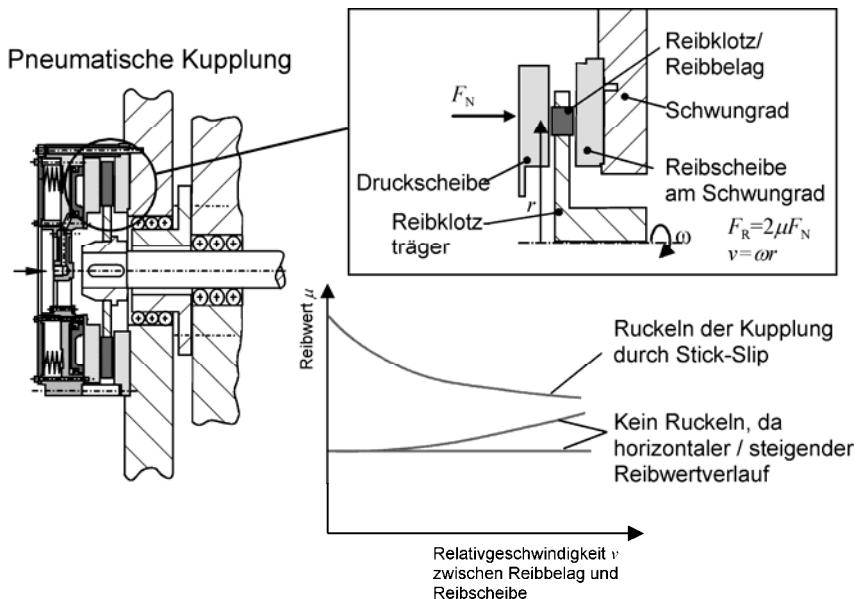


Abb. 5.81 Stick-Slip-Effekt an einer pneumatischen Kupplung

Wenn der Reibwert μ über die Relativgeschwindigkeit der Reibbeläge zur Reibscheibe am Schwungrad einen abfallenden Verlauf hat (Abb. 5.81), tritt der Stick-Slip-Effekt (Ruckeln der Kupplung und Quietschen der Bremse) auf. Abhilfe kann geschaffen werden, indem der Verlauf des Reibwertes μ über die Relativgeschwindigkeit v verändert wird, so dass ein horizontaler oder steigender Reibwertverlauf vorliegt.

Wird den Reibbelägen z.B. Graphit zugefügt, kann der Reibwert verändert werden, bis sich ein horizontaler Verlauf einstellt und damit das Ruckgleiten verhindert wird. Gleichzeitig ist damit allerdings eine Verminderung des Reibwertes verbunden.

Merkmale nasslaufender Kupplungen:

- Das Medium ist i.d.R. Öl.
- Durch schnell schaltende Ventile sind nasslaufende Kupplungen heute auch für hohe Schaltfrequenzen geeignet.
- Die beim Schalten entstehende Wärme wird mit dem Öl abgeführt.
- Die Anzahl der Reibbeläge bestimmt die übertragbaren Momente. I.A. wird eine Anzahl von 14 Reibflächen (sieben Innen- und sieben Außenlamellen) nicht überschritten, damit das Leerlaufdrehmoment nicht zu groß wird.
- Die Kupplungslamellen werden für ein schnelles Trennen sinusförmig ausgeführt.

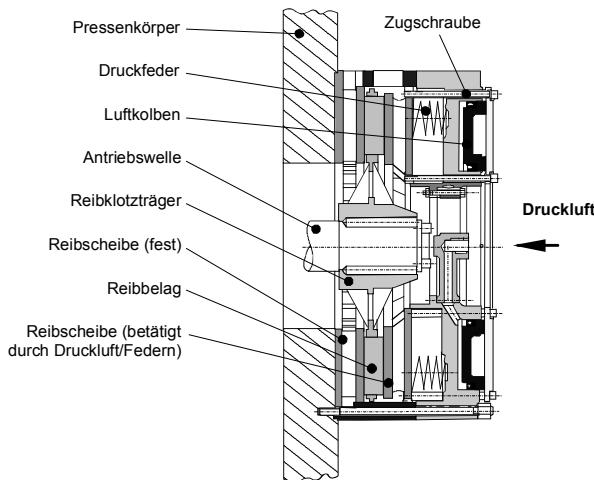


Abb. 5.82 Pneumatisch betätigte Einscheibenbremse (gebremster Zustand)

Bremse

Trockenlaufende Bremsen:

In Abb. 5.82 ist eine pneumatische Einscheiben-Reibungsbremse im gebremsten Zustand dargestellt.

Die durch Federn betätigte Reibscheibe liegt eng am Reibbelag an. Wird der pneumatische Kolben mit Druckluft beaufschlagt, so bewegt sich bei Erreichen des Ansprechdrucks p_A , (Abb. 5.83), die mit dem Kolben über die Zugschrauben verbundene Reibscheibe. Die Reibscheiben und der Reibbelag werden getrennt und die Bremse wird geöffnet.

- Ausgangszustand: Bremse ist durch die Federkraft F_F geschlossen, also beim Ausfall der Druckluft aktiv.
- Bremse öffnet durch Luft.

Bremsen werden trocken- und nasslaufend als Ein- und Mehrscheibenbremsen ausgeführt. Hinsichtlich der Merkmale und Vor- bzw. Nachteile trocken- und nasslaufender Bremsen wird auf die Ausführungen zu Kupplungen verwiesen.

Grundlagen:

Das Drehmoment M an der Bremse ergibt sich aus

$$M = F_F \cdot r_m \cdot z_R \cdot \mu \quad (5.78)$$

$$\text{mit } r_m = \frac{r_a + r_i}{2} \quad (5.79)$$

Beim Abbremsen kann die Bremse das dynamische Bremsmoment $M_{B,dyn}$ übertragen

$$M_{B,dyn} = (F_F - F_A) \cdot r_m \cdot z_R \cdot \mu_{dyn} \quad (5.80)$$

$M_{B,dyn}$: dynamisches Bremsmoment [Nm]

μ_{dyn} : Gleitreibungskoeffizient

Auch hier kann, wie bei der Kupplung, ein stationärer Zustand definiert werden. Seine praktische Bedeutung läuft jedoch gegen null, denn sobald das stationäre Bremsmoment erreicht wird, steht die Presse schon still. Das dynamische Bremsmoment beeinflusst ebenso wie die Bremszeit t_c , die Druckabbauzeit bis zum Ansprechdruck t_l sowie die Zeit für den Kolbenweg t_z maßgeblich den Nachlaufweg bzw. die Nachlaufzeit t_n der Presse.

$$F_A = 0 \Rightarrow M_{B,stat} = F_F \cdot r_m \cdot z_R \cdot \mu_0 \quad (5.81)$$

$M_{B,stat}$: stationäres Bremsmoment [Nm]

μ_0 : Hafreibungskoeffizient

Es gilt

$$\mu_0 > \mu_{dyn} \Rightarrow M_{B,stat} > M_{B,dyn} \quad (5.82)$$

Erwärmung von trockenlaufenden Kupplungen und Bremsen

Beim Beschleunigen und Abbremsen der Massen wird in der Kupplung bzw. Bremse kinetische Energie durch Reibung in Wärme umgesetzt. Dies führt zu einer Temperaturerhöhung.

Kupplung und Bremse sind selbstbelüftend, d.h., sie saugen die Kühlluft selbst an. Allerdings steht der Körper der Bremse still und eine Ventilation erfolgt lediglich während des Betriebs der Presse durch den umlaufenden Reibklotzträger.

Beide werden im Einzelhub intermittierend geschaltet. Nach ca. drei bis vier Stunden ist bei dieser Betriebsart der sog. Beharrungszustand erreicht, d.h. die zugeführte Energie Q ist gleich der durch Wärmeübertragung abgeführten Energie. Die Wärmeübertragung erfolgt durch Zwangskonvektion. Laut SCHERTEL ist die Wärmeleitung durch die verschiedenen Querschnitte der Bremse schwer zu erfassen, kann allerdings aufgrund ihres geringen Anteils am Wärmeübergang vernachlässigt werden /Sch71/.

Da der Verschleiß ab einer bestimmten Temperatur überproportional steigt, stützen sich Auslegung und Nachrechnung insbesondere auf Betrachtungen zur Erwärmung der Reibscheiben. Die Bremsen werden normalerweise so eingesetzt, dass an ihren zugänglichen Flächen keine höheren Temperaturen als ca. 100 °C auftreten. Die Erfahrung zeigt, dass bis zu dieser Temperatur der Abrieb der Reibpaarung nicht überproportional zunimmt.

Eine Methode zur eindeutigen thermischen Zuordnung der verschiedenen Bremsgrößen zum jeweiligen Einsatzfall wird in /Sch71/ dargestellt. Die pro Zeiteinheit der Bremse zugeführte Energie Q errechnet sich dabei zu

$$Q = \frac{1}{2} \cdot J_{\text{red}} \cdot \omega_n^2 \cdot s \quad (5.83)$$

mit

$$\omega_n = 2 \cdot \pi \cdot n \quad (5.84)$$

$$\Rightarrow Q = 2 \cdot J_{\text{red}} \cdot n^2 \cdot s \quad (5.85)$$

J_{red} : Auf Reibklotzträgerwelle reduziertes Massenträgheitsmoment der abzubremsenden bzw. zu beschleunigenden Massen [kgm^2]

ω_n : Kreisfrequenz der Reibklotzträgerwelle [s^{-1}]

n : Drehzahl der Reibklotzträgerwelle [min^{-1}]

s : Schaltzahl (Anzahl der Einzelhübe) [min^{-1}]

Zu beachten ist, dass der Radius der Bremsscheibe mit der vierten Potenz in das reduzierte Massenträgheitsmoment J_{red} eingeht, s. Kap. 5.3.4 (Annahme: Die Geometrie der Bremsscheibe ist ein Vollzylinder).

$$J_{\text{red}} = \frac{1}{2} \cdot m \cdot r^2 \quad (5.86)$$

mit

$$m = \pi \cdot r^2 \cdot b \cdot \rho \quad (5.87)$$

$$\Rightarrow J_{\text{red}} = \frac{1}{2} \cdot \pi \cdot b \cdot \rho \cdot r^4 \quad (5.88)$$

Bei sehr großen trockenlaufenden Einscheibenbremsen führt dies dazu, dass ein Großteil der Bremsenergie (ca. 80 %) für das Stillsetzen der Bremse benötigt wird. Für das Stillsetzen des Pressenstößels steht dann nur ein geringer Teil (ca. 20 %) zur Verfügung. Für Einscheibenbremsen gilt das in ähnlicher Weise für den Vorgang der Bewegung des Pressenstößels. Hier wird deutlich, dass das Prinzip der Einscheibenkopplung und -bremse sehr angreifbar ist. Bei der hydraulischen Kupplung bzw. Bremse, Abb. 5.88, wird eine Vielzahl von Reibscheiben eingesetzt. Dadurch reduziert sich der erforderliche Durchmesser und somit die Energie, die nötig ist, um die Reibscheiben zu beschleunigen bzw. abzubremsen.

Vorteile nasslaufender Kupplungen bzw. Bremsen gegenüber trockenlaufenden Kupplungen bzw. Bremsen:

- praktisch kein Verschleiß der Reibbeläge,
- Abführung der Schaltwärme mit dem Kühl-/Schmieröl,
- insbesondere bei geforderter hoher Schalthäufigkeit kann gegenüber Trockenlauf ein größeres Schaltmoment zugelassen werden,
- Anwendungen mit Dauerschlupf z.B. bei Einrichtvorgängen sind möglich,
- der Verlauf der Reibungszahl ist durch Werkstoff, Struktur und Profilierung der Reiboberflächen in Verbindung mit der Viskosität des verwendeten Öls beeinflussbar.

Zusammenwirken von Kupplung und Bremse bei getrennter Anordnung

Die Schaltvorgänge von Kupplung und Bremse bei getrennter Anordnung, (Abb. 5.73) müssen aufeinander abgestimmt werden:

- Kurze Brems- und Kupplungszeiten müssen realisiert werden.
- Bremse und Kupplung arbeiten überschneidungsfrei. Die Kupplung darf nicht greifen, während die Bremse noch teilweise geschlossen ist.
- Abb. 5.83 zeigt den Ablauf eines Schaltvorganges von pneumatisch gesteuerter Kupplung und Bremse für einen Pressenhub.

Kennwerte:

Die Nachlaufzeit t_n der Bremse ergibt sich nach Abb. 5.83 zu:

$$t_n = t_s + t_b \quad (5.89)$$

t_s : Steuerzeit von der Impulsabgabe bis zum Beginn des Bremsvorganges [s]
 t_b : Bremszeit [s]

Die Steuerzeit t_s der Bremse ergibt sich zu:

$$t_s = t_e + t_l + t_z \quad (5.90)$$

t_e : Schaltzeit der elektrischen Steuerung und des Ventils von der Impulsabgabe bis zum Beginn des Druckaufbaus [s]

t_l : Zeit vom Beginn des Druckabbaus bis zum Erreichen des Ansprechdrucks [s]

t_z : Zeit für den Kolbenweg [s]

Typische Werte für die o.g. Zeiten:

$$t_e = 0,010 \dots 0,025 \text{ s}$$

$$t_l = 0,030 \dots 0,145 \text{ s}$$

$$t_z = 0,010 \dots 0,045 \text{ s}$$

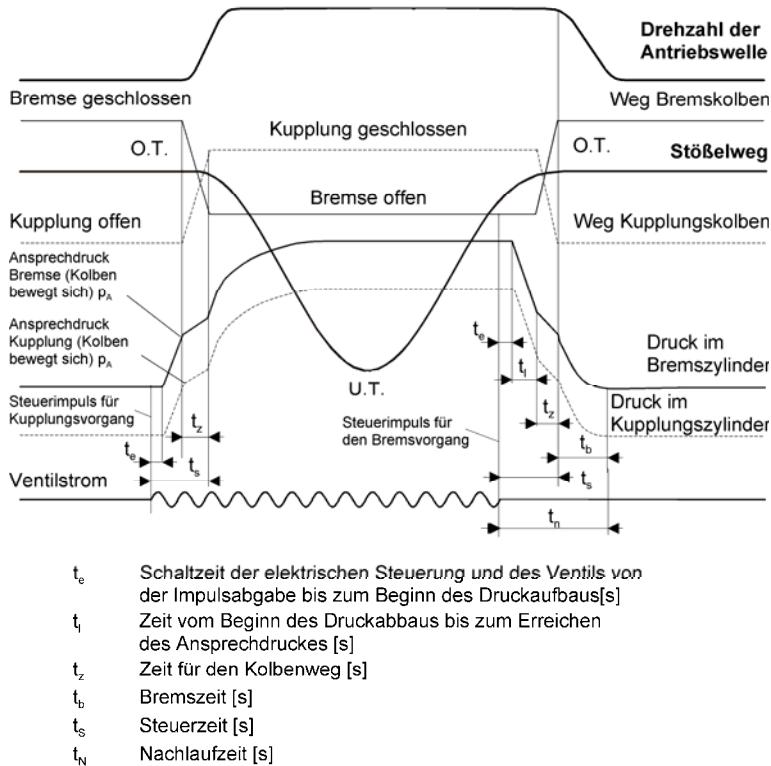


Abb. 5.83 Schaltvorgänge beim Einzelhub bei getrennt angeordneter Einscheiben-Kupplung und -bremse (nach Fa. Schuler)

Die Bremszeit t_b ist i.A. größer als die Steuerzeit t_s :

$$t_b = 0,035 \dots 0,145 \text{ s}$$

Die Nachlaufzeit t_n liegt üblicherweise im Bereich von:

$$t_n = 0,095 \dots 0,375 \text{ s}$$

Pressensicherheit

Die üblicherweise an einer Presse verwendeten Schutzmaßnahmen, wie z.B. Zweihandschaltungen, berührungslos wirkende Schutzeinrichtungen (z.B. Lichtschranken) oder mechanisch betätigtes trennende Schutzeinrichtungen müssen in einem Mindestsicherheitsabstand von der Gefahrenstelle (i.A. die Außenkante des Stößels) angebracht werden.

Aus der Nachlaufzeit der Presse und einer von der Berufsgenossenschaft statistisch ermittelten Nachgreifgeschwindigkeit, z.B. $v_g = 1,6 \text{ m/s}$ bei Verwendung von Zweihandschaltungen, wird der Sicherheitsabstand festgelegt /DIN692/, /Sch03c/.

Andererseits kann bei einer vorhandenen Konstruktion aus der Nachgreifgeschwindigkeit und dem Sicherheitsabstand die maximale Nachlaufzeit der Presse bestimmt werden. Für einen Sicherheitsabstand, z.B. einer Exzenter-C-Gestellpresse, von $s = 0,240 \text{ m}$ ergibt sich die maximale Nachlaufzeit $t_{n,\max}$ zu

$$t_{n,\max} = \frac{s}{v_g} = \frac{0,24 \text{ m}}{1,6 \frac{\text{m}}{\text{s}}} = 0,15 \text{ s} \quad (5.91)$$

Die Bremse muss so dimensioniert werden, dass die maximale Nachlaufzeit nicht überschritten wird, so dass bei unbeabsichtigtem Nachgreifen in den Werkzeugraum der Pressenstößel vor Erreichen dieser maximalen Nachlaufzeit zum Stillstand kommt. Geeignete Schutzeinrichtungen sind laut der Unfallverhütungsvorschrift für Exzenterpressen /UVV97/:

- sichere Pressenwerkzeuge,
- feste Verdeckung der Gefahrenstellen,
- bewegliche Verdeckungen,
- berührungslos wirkende Schutzeinrichtungen,
- Zweihandschaltungen oder
- abweisende Schutzeinrichtungen.

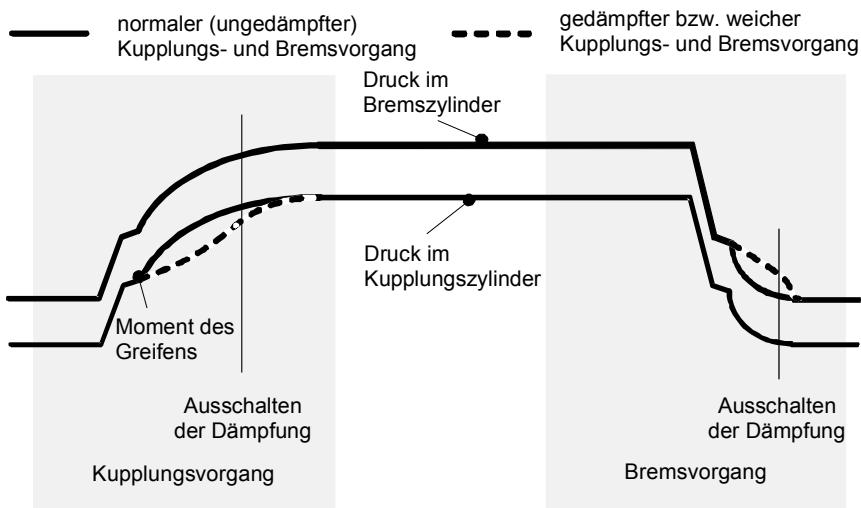


Abb. 5.84 Gedämpftes Kuppeln bzw. Bremsen (Fa. Schuler)



Fa. Ortlinghaus



Fa. DESCH



Fa. Ortlinghaus



Fa. DESCH

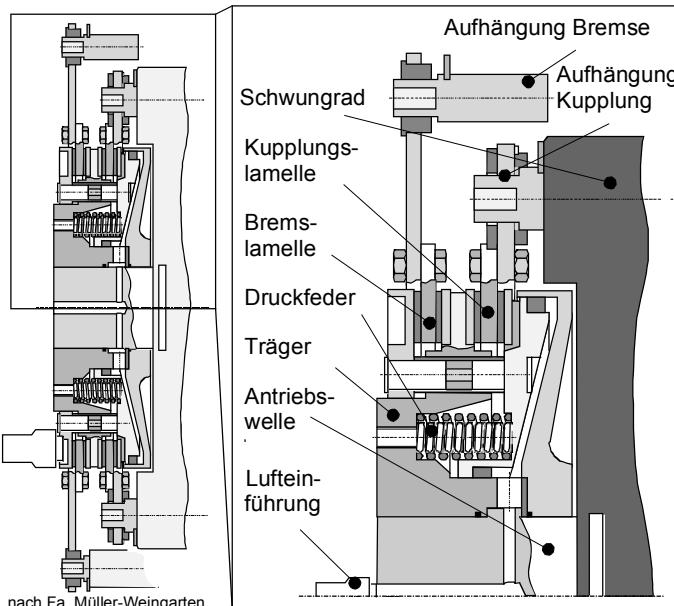
Abb. 5.85 Pneumatische KBK**Abb. 5.86** Hydraulische KBK

Weiches Kuppeln und Bremsen

Bei der Verwirklichung sehr kurzer Nachlaufwege bzw. -zeiten treten beim Bremsen Momentenspitzen auf, die zu einer Überlastung des Antriebsstranges führen können (Zahnräder werden evtl. beschädigt).

Das gleiche gilt für den Vorgang des Kuppelns, bei dem die Beschleunigungszeit minimiert werden soll. Die Momentenspitzen werden unterdrückt, indem im Zeitpunkt des Greifens von Kupplung bzw. Bremse der Druckaufbau bzw. -abbau verzögert wird, siehe Abb. 5.84. Im Falle eines Nothaltes wird die Dämpfung nicht aktiviert.

Moderne Kupplungs- /Bremskombinationen werden ausschließlich mit meist elektrisch einstellbaren Modulen zum gedämpften Kuppeln bzw. Bremsen betrieben, Abb. 5.88.

**Abb. 5.87** Pneumatische Kupplungs-Brems-Kombination (KBK)

Kupplungs-/Bremskombination

Für Pressen bis hin zu großen Nennkräften werden zunehmend Kupplung und Bremse zusammen als kompakte Kupplungs-/Bremskombination (KBK) ausgeführt (Abb. 5.87). Diese kann als pneumatische KBK (Abb. 5.85) oder als hydraulische KBK (Abb. 5.86) ausgeführt werden.

Die kombinierten KBK haben den großen Vorteil, dass es keine Überschneidungsvorgänge (d.h. die Bremse arbeitet gegen die Kupplung) von Kupplung und Bremse geben kann. Durch die alternative Betätigung von Kupplung und Bremse mit einem Kolben, wird ausgeschlossen, dass z.B. die Bremse greift, während die Kupplung noch nicht geöffnet ist.

Bei Maschinen mit geringen Nennkräften werden vorwiegend pneumatisch betriebene Kupplungs-/Bremskombinationen eingesetzt, die direkt auf der Antriebswelle gelagert sind.

Bei größeren Pressen wird die KBK auf einem Gehäuseflansch montiert. Dadurch kann der Antriebsstrang der Presse von den Massenkräften des rotierenden Schwungrads entkoppelt werden (Abb. 5.88). Die Ansteuerung erfolgt dabei hydraulisch oder pneumatisch.

Eigenschaften:

- kostengünstige Kupplungs-/Bremseinrichtung,
- ein kurzer Bremswinkel bzw. Nachlaufweg kann erreicht werden.

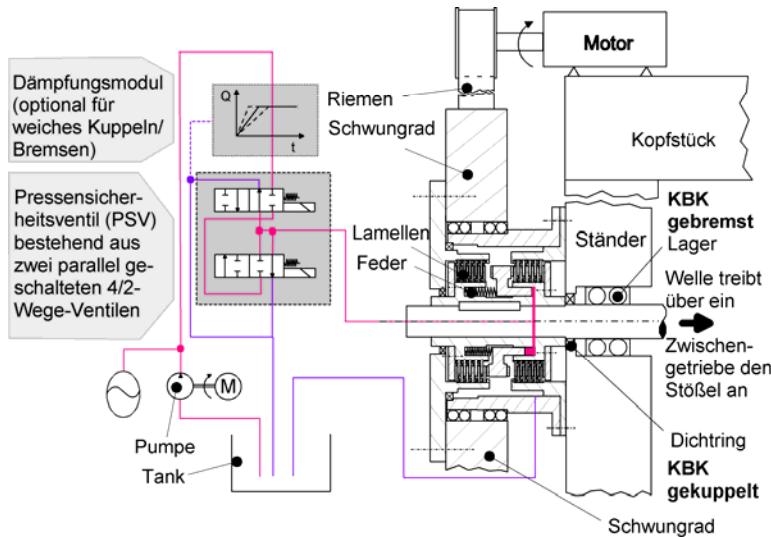


Abb. 5.88 Hydraulische Ansteuerung einer KBK



Fa. Ortlinghaus

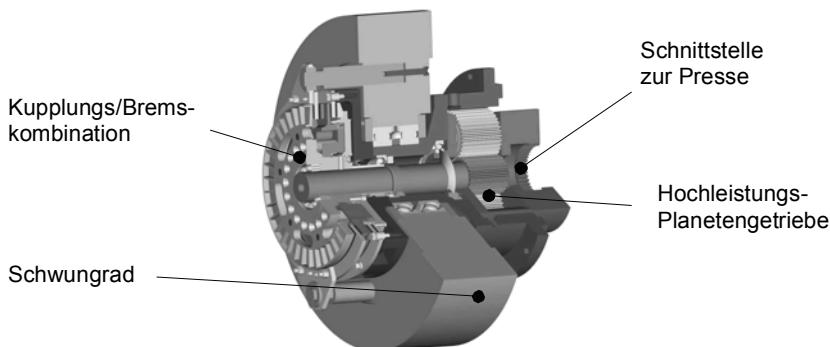
Abb. 5.89 Kompaktantrieb für Pressen, Fa. Ortlinghaus**Abb. 5.90** Komplettantrieb für Pressen, Fa. DESCH

Komplettantrieb

Der in Abb. 5.91 gezeigte Komplettantrieb der Fa. DESCH besteht, ebenso wie der Kompaktantrieb der Fa. Ortlinghaus, aus einem Planetengetriebe, einer Kupplungs-/Bremskombination und einem Schwungrad. Die Kupplungs-/Bremskombination kann dabei nass- oder trockenlaufend ausgeführt werden.

Eigenschaften:

- Das Pressengestell kann bei gleicher Nennkraft kleiner dimensioniert werden, weil das Vorgelege entfällt.
- Das Schwungrad wird auf einem Gehäuseflansch gelagert (nicht auf der Antriebswelle). Die rotierende Schwungradmasse hat dadurch keinen Einfluss auf den Antriebsstrang.
- Kompakte Einheit, die im Reparaturfall in kurzer Zeit (wenige Stunden) ausgetauscht werden kann /Gei99/.

**Abb. 5.91** Schema des Komplettantriebs für Pressen, Fa. DESCH

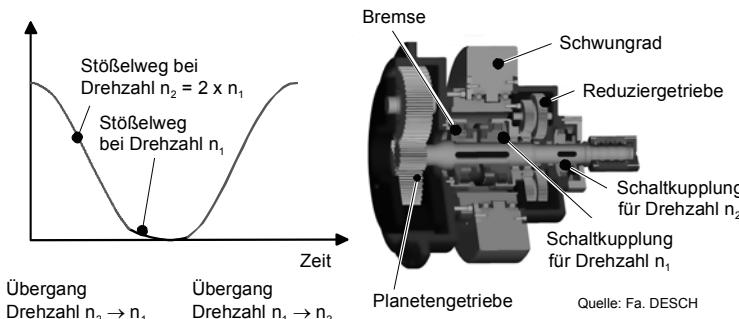


Abb. 5.92 Geschwindigkeitsverlauf und Aufbau eines schaltbaren Komplettantriebs für zwei Geschwindigkeiten /Sch02/

Moderne Varianten des Komplettantriebs können mit zusätzlichen Planetengetrieben oder Antrieben versehen werden, um dadurch die cosinusartige Stöbelkinematik einer Exzenterpresse verfahrensangepasst zu gestalten.

Abb. 5.92, rechts, zeigt einen solchen Antrieb mit zwei Übersetzungen und zwei Schaltkupplungen. In Abb. 5.92, links, ist ein möglicher Geschwindigkeitsverlauf des Stößels dargestellt.

Der Stöbel fährt mit hoher Geschwindigkeit 2 bis zum Synchronpunkt, wo er dann auf eine zur Umformung reduzierte Geschwindigkeit 1 abgebremst wird, um nach der Umformung mit der Geschwindigkeit 2 in die Ausgangsposition zurück zu fahren.

Eigenschaften:

- Das Schwungrad dreht mit konstanter Drehzahl und treibt das Eingangsritzel an, das relativ zur Hauptwelle drehbar gelagert ist.
- Das Abtriebsritzel stellt eine um die Übersetzung des Stufenplanetengetriebes kleinere Drehzahl zur Verfügung.
- Die Drehgeschwindigkeit wird durch den Schaltzustand der auf der Hauptwelle angeordneten Schaltkupplungen bestimmt.
- Die Schaltpunkte der Kupplungen sind grundsätzlich frei wählbar.

5.3.3.8 Ziehkissen für weggebundene Umformmaschinen

Anders als bei doppeltwirkenden Pressen, die mit einem zweiten Stöbel zum Betrieb des Niederhalters ausgestattet sind, dient bei einfachwirkenden Tiefziehpressen die Ziehkissenplatte, die unterhalb der Tischplatte angeordnet ist, zur Erzeugung der erforderlichen Niederhalterkraft (Abb. 5.93). Neben dieser Funktion kann die Ziehkissenplatte auch zum Auswerfen der Werkstücke genutzt werden /Zei91/.

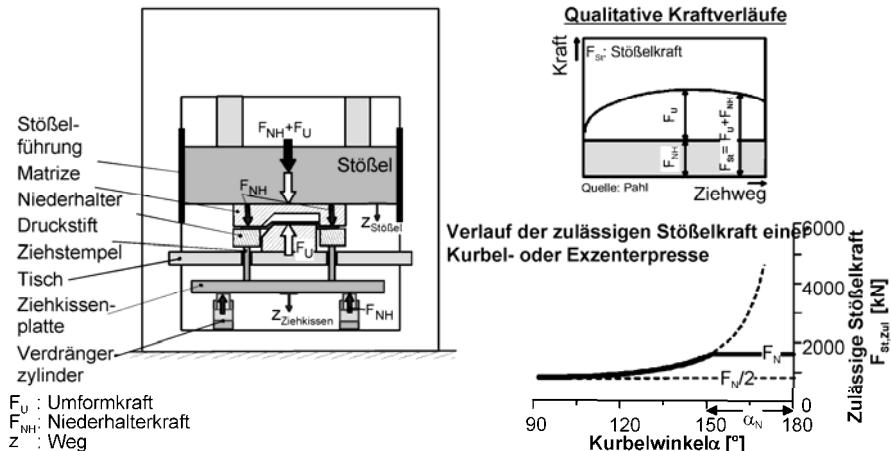


Abb. 5.93 Prinzip der konventionellen Tiefziehtechnik mit Pneumatik- oder Hydraulikzylinder (links); qualitative Verläufe von Niederhalter- und Umformkraft (rechts oben); zulässiger Stoßelkraftverlauf einer Kurbel- oder Exzenterpresse

Eigenschaften und Merkmale einfachwirkender Pressen:

- Anschaffungskosten von Maschine und Werkzeug sind geringer als bei doppeltwirkenden Pressen,
- Wendevorrichtung nicht notwendig für die nachfolgende Operation (z.B. Schneiden und Umformen auf einfachwirkenden Pressen),
- Transportzeiten sind bei einfach wirkenden Pressen geringer,
- Erzeugung der lokalen Niederhalterkräfte durch den Einsatz der Vielpunktzieheinrichtung im Werkzeug oder unter dem Pressentisch möglich,
- Auf treffstoß beim Schließen des Werkzeugs und dadurch partielle Zerstörung des Schmierfilms und der Oberfläche der Platine,
- Kompensation einer außermittigen Belastung ist aufwendig.

Konventionelle Ziehkissentechnik (Verdrängerprinzip)

Bei der konventionellen Ziehkissentechnik wird die Ziehkissenplatte über Stoßel, Matrize, Niederhalter und Druckstifte während der Umformoperation nach unten verdrängt (Abb. 5.93). Dem Pressenanwender geht bei diesem Konzept der Anteil der Niederhalterkraft von der theoretisch zur Verfügung stehenden kurbelwinkel-abhängigen, zulässigen Stoßelkraft $F_{St,Zul}$ verloren. Dies führte zur Entwicklung der Klemmziehtechnik.

Der Stoßelantrieb muss während des Umformprozesses eine Gesamtkraft von

$$F_{St} = F_U + F_{NH} \leq F_{St,Zul} \quad (5.92)$$

- F_{St} : Gesamtkraft des Stößelantriebsystems in [kN]
 $F_{St,Zul}$: Kurbelwinkelabhängige, zulässige Stößelkraft in [kN]
 F_U : Umformkraft aus Umformprozess in [kN]
 F_{NH} : Niederhalterkraft in [kN]

erzeugen, die unterhalb der kurbelwinkelabhängigen, zulässigen Stößelkraft liegen muss. In weggebundenen Tiefziehpresen kommen sowohl pneumatische als auch hydraulische Ziehkissen zur Anwendung.

Pneumatisches Ziehkissensystem:

Pneumatische Ziehkissensysteme zeichnen sich durch hohe Betriebssicherheit aus. Während des Umformprozesses wird die Druckluft aus den *Pneumatikzylindern* in den *Druckluftbehälter* verdrängt.

Dabei kommt es systembedingt über dem Ziehweg zu einer Erhöhung der Niederhalterkraft. Dieser Effekt tritt insbesondere bei hohen Hubzahlen auf und kann bei Karosseriepressen zu Instabilitäten führen /Doe01/.

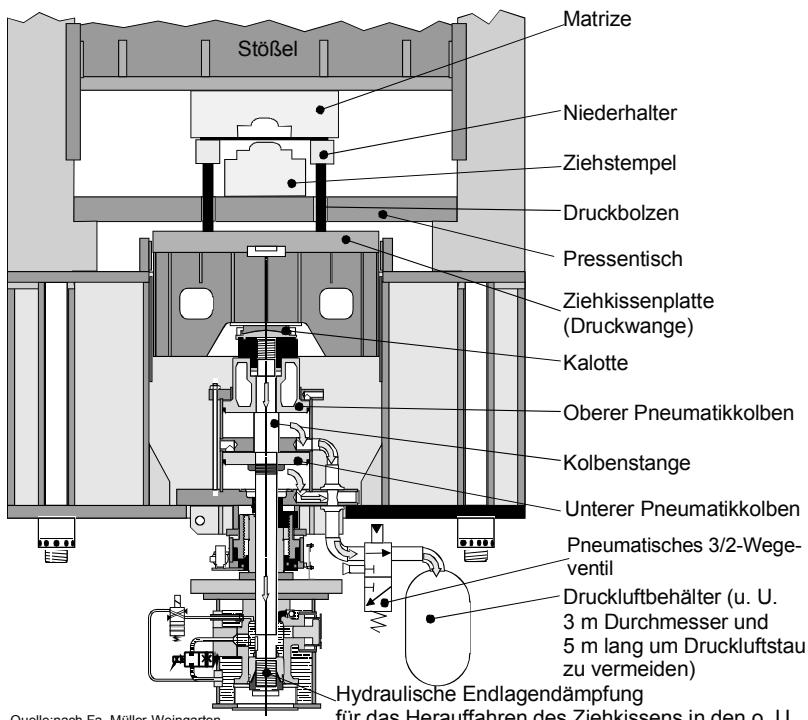


Abb. 5.94 Aufbau einer pneumatischen Zieheinrichtung (Druckluft strömt beim Herabfahren der Ziehkissenplatte in den Druckluftbehälter)

Während des Aufwärtshubs kann bis zur oberen Endlage des Ziehkissens die gespeicherte Druckluftenergie aus dem Druckluftbehälter über das Pneumatikventil, Pneumatikkolben und Ziehkissen zum größten Teil wieder an den mechanischen Stößelantrieb abgegeben werden.

Pneumatische Ziehkissen werden zunehmend durch hydraulische Ziehkissen ersetzt.

Hydraulisches Ziehkissensystem:

Über hydraulische Proportional- oder Servoventile lässt sich der Niederhalterkraftverlauf durch Drosselung des Drucköls aus den Verdrängerzylindern feinfühlig an den Umformprozess anpassen. Hierbei wird die gesamte Energie zur Erzeugung der Niederhalterkraft in Wärme umgesetzt.

Um die Niederhalterkraft lokal beeinflussen zu können oder eine gleichmäßige Verteilung der Niederhalterkraft über den Umfang gewährleisten zu können, werden teilweise hydraulische *Mehrpunktziehkissen* oder die hydraulische *Vielpunkttechnik* mit separat einstellbaren Zylinderkräften für kritische Ziehoperationen eingesetzt (Abb. 5.95, rechts unten). Auch der Einsatz *höhenverstellbarer Pinolen* (Abb. 5.95, links unten) ist möglich.

Konventionelle Ziehkissentechnik mit Vorbeschleunigung

Der Auftreffstoß ist ein Effekt, der beim Aufsetzen der Matrize auf den Niederhalter erfolgt. Insbesondere bei einfachwirkenden, weggebundenen Tiefziehpressen tritt der Auftreffstoß mit zunehmender Stöbelgeschwindigkeit verstärkt auf.

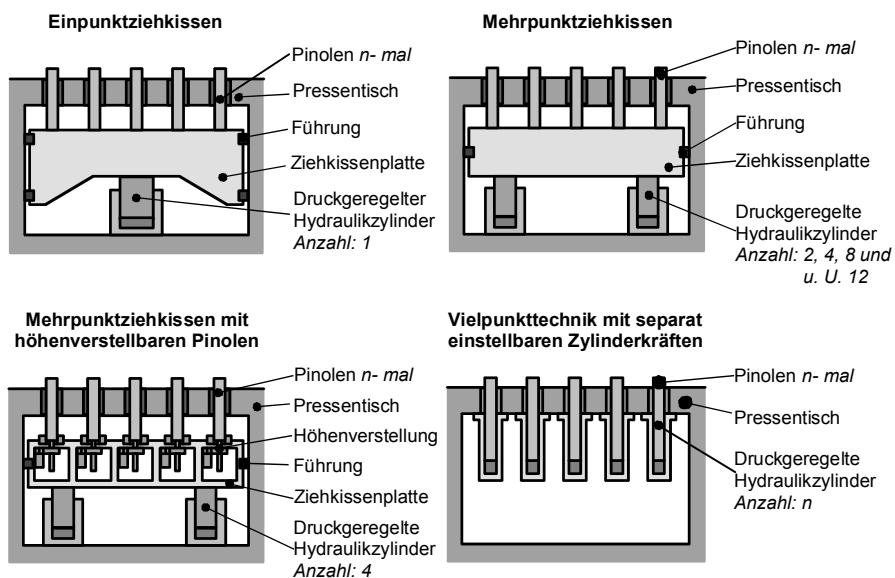


Abb. 5.95 Hydraulische Mehrpunktziehkissen und Vielpunktziehkissen /Häu00/

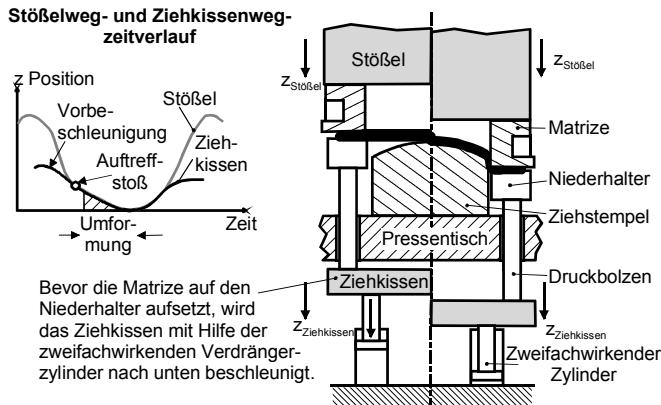


Abb. 5.96 Konventionelle Tiefziehtechnik mit vorbeschleunigtem Ziehkissen

Um den Auftreffstoß weitestgehend zu unterdrücken, werden heutzutage hydraulische Ziehkissen mit Vorbeschleunigungsfunktion eingesetzt.

Hierbei bewegt sich die Ziehkissenplatte bereits vor dem Aufsetzen der Matrize auf den Niederhalter nach unten (Abb. 5.96, links), um die relative Auftreffgeschwindigkeit zu verkleinern. Die Senkgeschwindigkeit des Ziehkissens beträgt dabei bis zu 90 % der Stößelgeschwindigkeit /Hal03/.

Mitfahrende Klemmziehtechnik für weggebundene Tiefziehpressen

Um den Anteil der Niederhalterkraft von der aufzubringenden Stößelkraft zu entkoppeln, wurde eine Klemmziehtechnik für Kurbelpressen von der Fa. Erfurt entwickelt (Abb. 5.97).

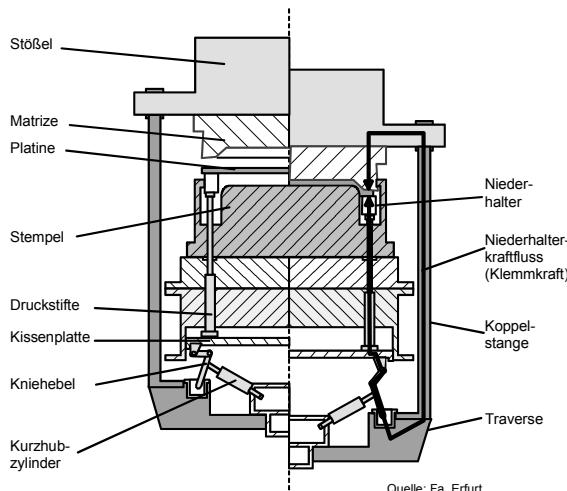


Abb. 5.97 Mitfahrende Klemmziehtechnik für weggebundene Pressen (hydromechanischer Blechhalter)

Die Klemmkraft (Niederhalterkraft) zwischen Matrize und Niederhalter wird hierbei durch Kurzhubzylinder erzeugt, ohne den Stößelantrieb, Gestell und Kopfstück zu beladen. Der Kraftfluss der Niederhalterkraft schließt sich hierbei über Stößel, Koppelstange, Traverse, Kniehebel, Kissenplatte, Druckbolzen, Niederhalter, Platine und Matrize.

Vorteilhaft an diesem Konzept ist, dass theoretisch über den gesamten Ziehbereich die kurbelwinkelabhängige Stößelkraft für die Umformoperation zur Verfügung steht. Während der Umformoperation wird kein Drucköl aus den *Kurzhubzylindern* verdrängt ($Q = 0$).

Infolgedessen ist die hydraulische Leistung zur Erzeugung der Niederhalterkraft wie bei den Klemmziehtechniken für hydraulische Pressen theoretisch null.

$$P_{\text{Hydr}} = p \cdot Q = 0 \quad (5.93)$$

- P_{Hydr} : Hydraulische Leistung [kW]
 Q : Verdrängter Volumenstrom aus Kurzhubzylinder [m^3/s]
 p : Druck im Kurzhubzylinder [N/m^2]

Die Niederhalterkraft wird mit Hilfe der Kurzhubzylinder erzeugt. Die Kraftübersetzung der Kniehebelgelenke macht bei dieser Konstruktion eine sehr genaue Regelung erforderlich. Aufgrund des Aufwandes ist das System in der Praxis nicht verbreitet.

5.3.3.9 Schnittschlagdämpfung für mechanische Pressen

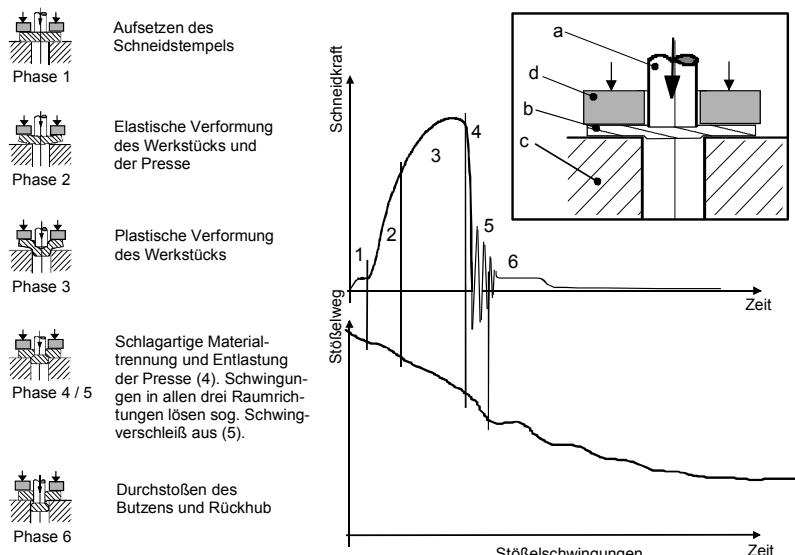


Abb. 5.98 Verlauf von Schneidkraft und Stößelweg beim Scherschneiden von Blechen (a: Schneidstempel, b: Blech, c: Matrize, d: Niederhalter)

Problematik des Schnittschlags:

Abb. 5.98 zeigt die einzelnen Phasen des Schneidprozesses. Durch die schlagartige Materialtrennung in Phase 4 und der plötzlichen Entlastung der verspannten Pressenstruktur wird die Presse (insbesondere der Stößel) zum Schwingen in allen drei Raumrichtungen angeregt. Dies verursacht unter Umständen erheblichen Lärm.

Die Relativbewegungen zwischen dem Schneidstempel und der Matrize führen zu einem erhöhten Verschleiß der Schneidkanten (Abb. 5.99):

- Mantelflächenverschleiß,
- Stirnflächenverschleiß,
- 45°-Verschleiß.

Die Schnittflächenqualität der gefertigten Teile nimmt mit fortschreitendem Verschleiß ab.

Ursache für den erhöhten Stempelkantenverschleiß:

- Reibung des Schneidstempels am Werkstück, insbesondere beim Schneiden höher- und höchstfester Stahlsorten.
- Gegebenenfalls Kantenberührungen von Stempel und Matrize bei Kippung des Stößels (s. Kap. 5.6.2.3) bzw. großen räumlichen Schwingungen des Schneidstempels nach der spontanen Entlastung infolge unzureichender horizontaler Führungsgenauigkeit.

Darüber hinaus entstehen durch den Schnittschlag erhöhte Belastungen auf die Umformmaschine:

- Zug im Antrieb und in den Pleueln,
- Vibrationen in der Maschine/hohe Beschleunigungen,
- erhöhte Fundamentbelastungen.

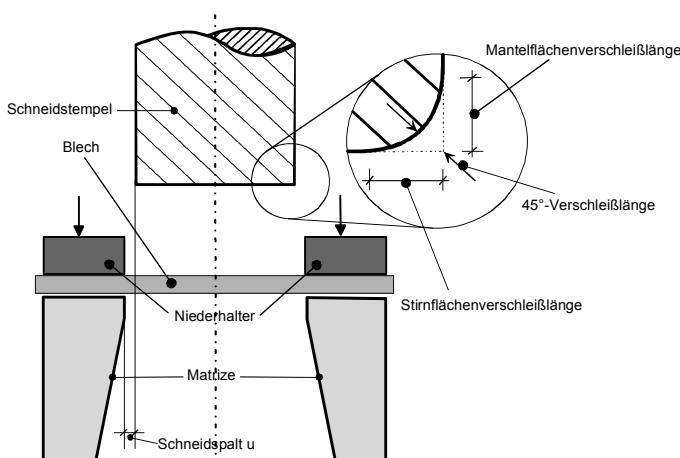


Abb. 5.99 Definitionen zum Stempelverschleiß

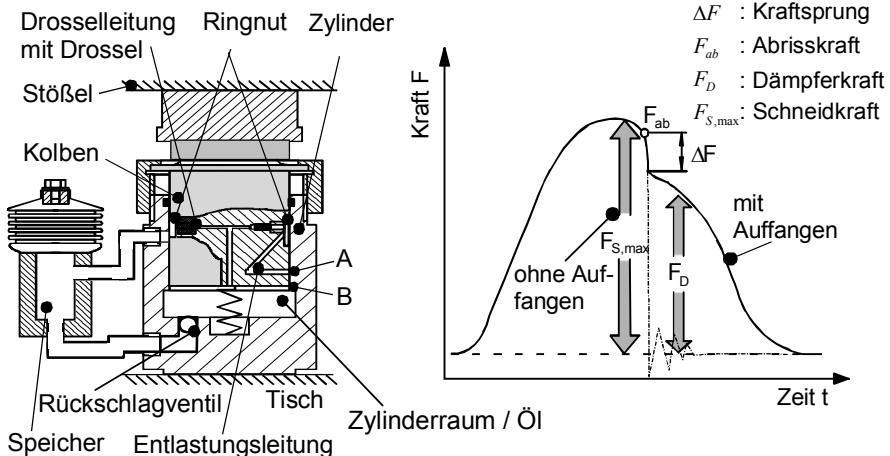


Abb. 5.100 SSD nach Chrubasik (Beisteldämpfer; links) /Jeb77/ und schematische Darstellung eines Kraft-Zeitverlaufs (rechts) /Sei84/

Typen von Schnittschlagdämpfern (SSD)

SSD mit fester Drossel:

a) *SSD nach Chrubasik /Hyl03/ (Standarddämpfer), (Abb. 5.100)*

Funktionsweise:

Vor dem eigentlichen Trennen des Bleches setzt der Stößel auf die Kolben der Dämpfungselemente auf (Abb. 5.100, links). Bei der weiteren Abwärtsbewegung des Stößels wird das Öl über die Drosselleitung aus dem Zylinder verdrängt und erzeugt eine der Stößelbewegung entgegengesetzt wirkende Kraft (Dämpferaktivierung). Die Dämpfungskraft liegt nicht unmittelbar nach der Blechtrennung an, sondern muss erst geschwindigkeitsabhängig aufgebaut werden (Abb. 5.100, rechts). Bei bestimmter Stellung des Kolbens – die Leitung A erreicht den Zylinderraum B (Abb. 5.100) – fließt das Öl im Schnittschlagdämpfer drucklos ab. Mit dem Einsatz derartiger Dämpfer werden folgende Ziele angestrebt:

- Vermeidung von Kantenausbrüchen (Stempel und Matrize),
- Verminderung der Lärmbildung,
- Verminderung des Verschleißes.

Dazu ist es erforderlich, dass der in Abb. 5.100 rechts gezeigte Kraftsprung ΔF möglichst klein ausfällt. Dass dieser Kraftsprung unterschiedlich sein kann, zeigen Abb. 5.103 und Abb. 5.105. Aus dem hier gezeigten Druckabfall nach der Druckspitze geht hervor, dass die Dämpfungsleistung sehr früh auftritt.

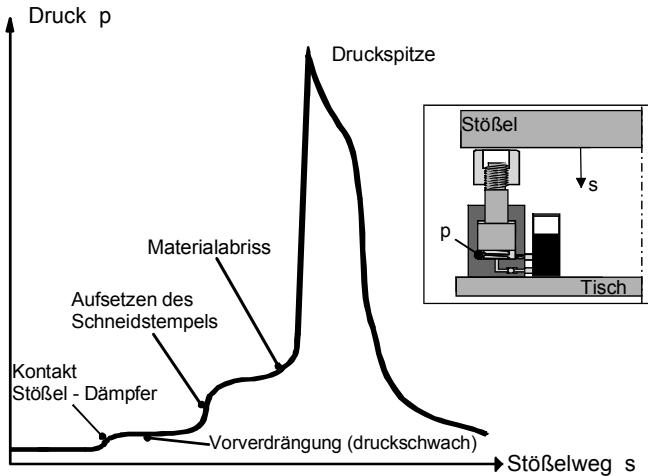


Abb. 5.101 Gemessener Druckverlauf im Standarddämpfer /Sch03a/

b) vorgespannter SSD (Abb. 5.102)

Funktionsweise:

Der Vorspanndruck p_v wird über das 4/2-Wegeventil so eingestellt, dass die Dämpferkraft F_D etwa 80 % der Schneidkraft entspricht. Er wird solange aufrechterhalten, bis das Druckbegrenzungsventil öffnet. Wie aus Abb. 5.103 hervorgeht, tritt dadurch eine geringfügige Kraftsteigerung gegenüber der maximalen Schneidkraft $F_{S,max}$ auf. Die Dämpfungswirkung kann verbessert werden, wenn p_v möglichst dicht an die maximale Schneidkraft $F_{S,max}$ herangeführt wird.

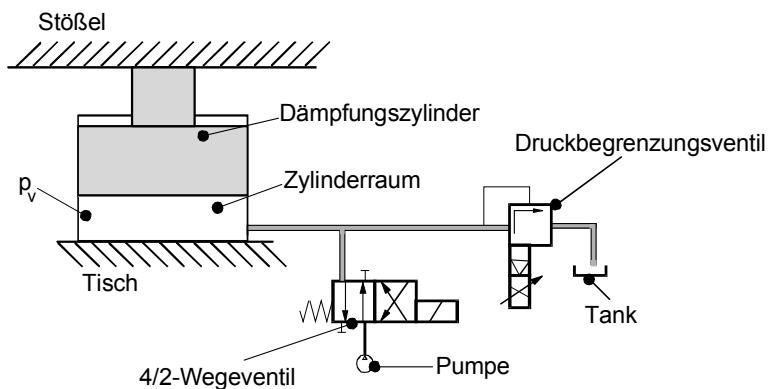


Abb. 5.102 Vorgespannte Schnittschlagdämpfung /Jeb77/

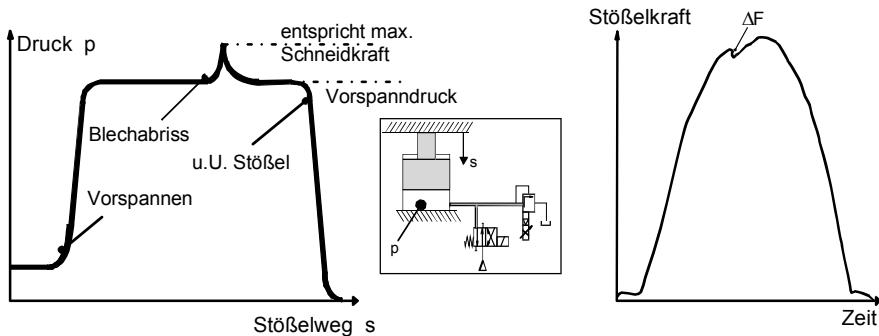


Abb. 5.103 Prinzipieller Druckverlauf im vorgespannten SSD (links) /Sch03a/ und Stoßelkraftverlauf mit Vorspannung (rechts) /Mat80/

Während des Rückhubs baut die Pumpe den Druck erneut auf. Der große Vorteil des vorgespannten Schnittschlagdämpfers besteht darin, dass der Kraftabfall ΔF (Abb. 5.103, rechts) sehr klein ausfällt. Dennoch ist eine gewisse Lärmbildung zu erwarten. Der Schwingverschleiß wird gänzlich unterdrückt. Der Schneidstempel taucht weniger tief in das Blech ein, so dass der Mantelflächenverschleiß kleiner ausfällt. Als Nachteil muss bei großen Hubzahlen eine zu hohe Temperatur des Öls durch den Drosselleffekt gesehen werden. Abhilfe können Kühlrippen oder eine Ölkühlung schaffen.

c) *SSD mit elektronisch-hydraulischem Druckregelkreis (Abb. 5.104):*

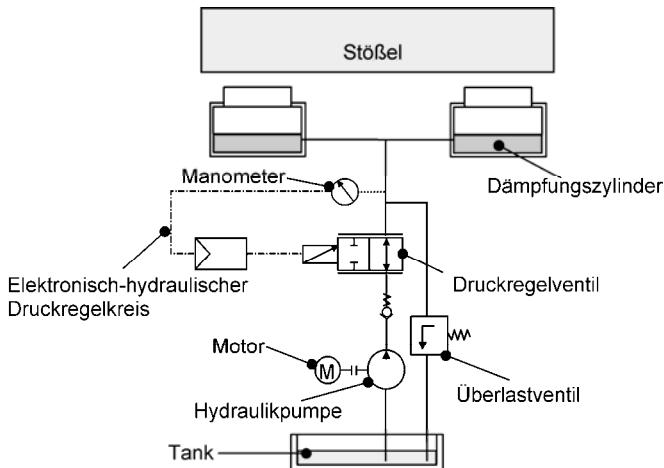


Abb. 5.104 Geregelter elektronisch-hydraulische Schnittschlagdämpfung /Sch81/

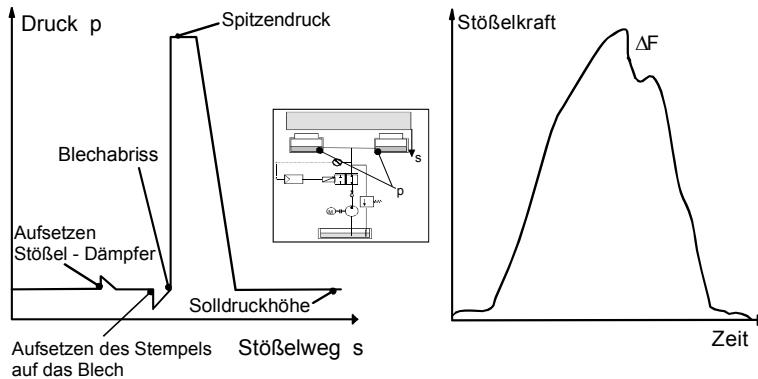


Abb. 5.105 Möglicher schematischer Druckverlauf beim elektronisch-hydraulischen SSD (links) und prinzipieller Stößelkraftverlauf mit Schnittschlagdämpfung (rechts) /Sch81/

Funktionsweise:

Der Druckregelkreis soll dafür sorgen, den Druck in den Dämpfungszylinern bis zum Blechabriß auf einem konstanten Wert zu halten (Abb. 5.105, links). Dieser geregelte Druck ist gerade groß genug, um den Zylinder ausfahren zu können (Überwindung der Reibung) und so klein, dass er für die Presse während des Schneidvorgangs keine nennenswerte Gegenkraft darstellt. Der Stößel setzt kurz vor Beginn des Schneidvorgangs auf die Dämpfungszyliner auf. Hierbei sind die Stößelgeschwindigkeit und somit auch die Geschwindigkeit der Ölverdrängung relativ hoch. Das Druckregelventil öffnet sehr weit (Abb. 5.104). Wenn der Schneidstempel auf dem Blech aufsetzt, wird der Stößel verzögert und das Druckregelventil mindert den Durchfluss. Beim Blechabriß ist die größte Drosselung des Ölstroms wirksam. Das Regelventil behält die Drosselstellung aufgrund der Trägheit des Systems in Abhängigkeit der Reglerparameter auch nach dem Blechabriß bei, wodurch aufgrund des stark gedrosselten Durchflusses eine hohe Gegenkraft entsteht (Abb. 5.105, links).

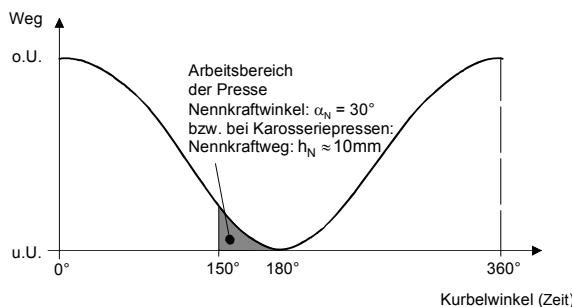


Abb. 5.106 Arbeitsbereich einer weggebundenen Kurbelpresse

Danach wird der Druck durch öffnen des Ventils nach einer einstellbaren Zeit wieder auf den Solldruck reduziert. Aus Abb. 5.105 rechts geht hervor, dass auch hier ein gewisser Kraftsprung ΔF nicht ganz vermeidbar ist.

Ein Nachteil, den alle Schnittschlagdämpfungssysteme besitzen ist die Verringerung der zur Verfügung stehenden Presskraft der Umformmaschine.

5.3.4 Arbeitsvermögen der weggebundenen Umformmaschine

Der hohe Bedarf an Umformenergie, die innerhalb kurzer Zeit bereitgestellt werden muss, (Abb. 5.106) kann unter technischen und wirtschaftlichen Aspekten nur durch die Verwendung von Energiespeichern gedeckt werden. Dazu werden bei weggebundenen Pressen Schwungräder eingesetzt. Der Arbeitsbereich der Presse, in dem der Umformvorgang durchgeführt wird, ist entweder durch den Nennkraftwinkel $\alpha_N = 30^\circ$ (für Pressen in Normalauslegung) oder, bei Karosseriepressen, durch den Nennkraftweg $h_N \approx 10 \text{ mm}$ beschrieben (Abb. 5.106).

Abb. 5.107 zeigt schematisch den Aufbau einer Kurbelpresse mit konventionellem Vorgelege (Abb. 5.107, links) und mit Komplettantrieb (Abb. 5.107, rechts). Durch die Verwendung des Komplettantriebes kann eine Welle eingespart werden, so dass im gezeigten Beispiel die Antriebswelle gleichzeitig die Kurbelwelle ist. Das Schwungrad wird i.A. aus Guss gefertigt.

Energiegehalt des Schwungrads

Das Arbeitsvermögen einer weggebundenen Presse ist bestimmt durch den Energiegehalt W des Schwungrads.

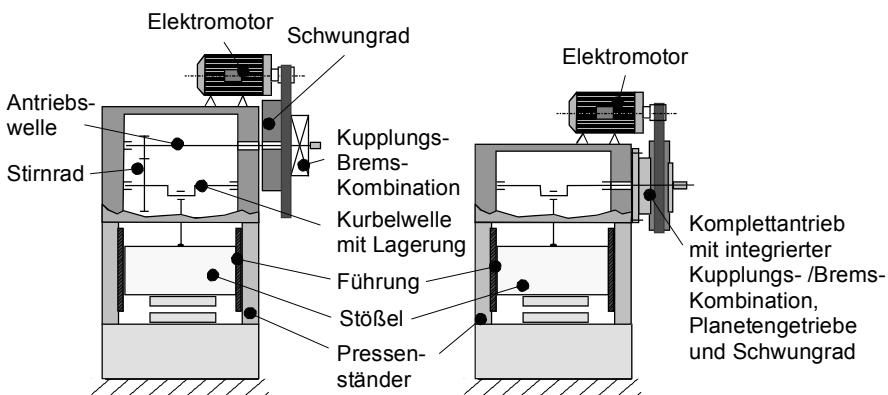


Abb. 5.107 Schematischer Aufbau eines mechanischen Pressenantriebs mit Vorgelege (links) und mit Komplettantrieb (rechts) (nach DESCH)

Mit der Kreisfrequenz ω

$$W = \frac{1}{2} \cdot J_{\text{ers}} \cdot \omega^2 \quad (5.94)$$

$$\omega = 2 \cdot \pi \cdot n_{\text{Sch}} \quad (5.95)$$

ergibt sich der Energiegehalt zu

$$W = \frac{1}{2} \cdot J_{\text{ers}} \cdot (2 \cdot \pi \cdot n_{\text{Sch}})^2 \quad (5.96)$$

- J_{ers} : Ersatz-Massenträgheitsmoment der rotierenden Massen des mechanischen Antriebs [kgm^2]
 n_{Sch} : Drehzahl des Schwungrads [min^{-1}]
 ω : Kreisfrequenz [s^{-1}]
 W : Energiegehalt [Nm]

Berechnung des Massenträgheitsmoments:

Die allgemeine Formel zur Berechnung des Massenträgheitsmoments J eines rotierenden Körpers ergibt sich nach /Hau95/ zu (Abb. 5.108):

$$J = \int r^2 dm \quad (5.97)$$

Ersatzmassenträgheitsmoment des Antriebsstrangs:

Um das Arbeitsvermögen zu berechnen, kann aus sämtlichen Massenträgheiten des Antriebsstrangs ein Ersatzmassenträgheitsmoment J_{ers} bezogen auf eine Welle gebildet werden, hier die Welle des Antriebsmotors mit dem Trägheitsmoment J_1 (Abb. 5.109).

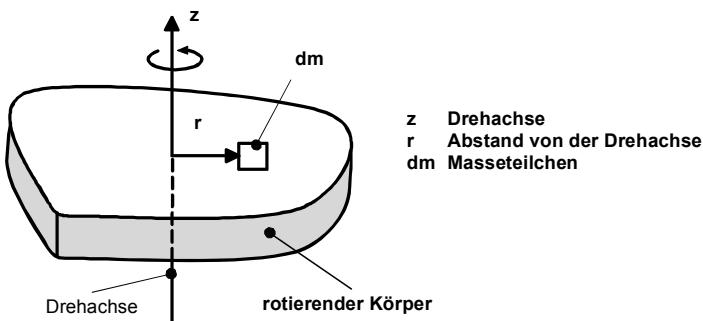


Abb. 5.108 Massenträgheitsmoment eines Körpers

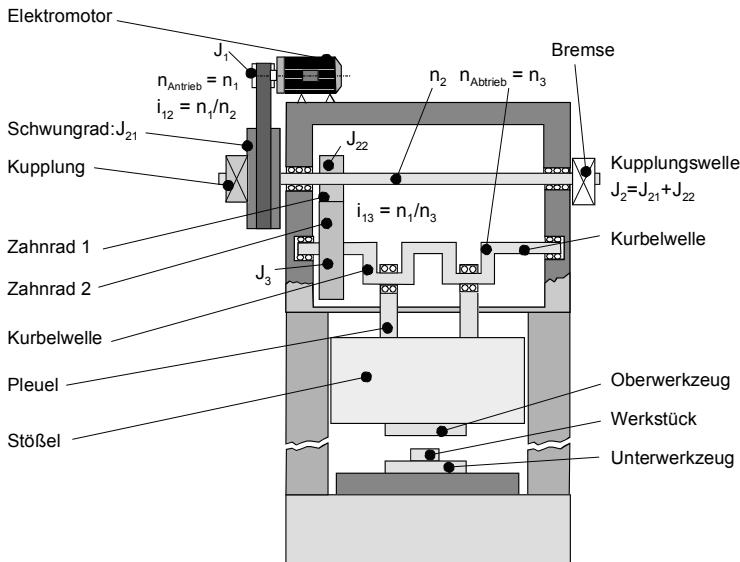


Abb. 5.109 Schematischer Aufbau eines mechanischen Zwei-Punkt-Pressenantriebs mit Vorgelege und veränderlicher Drehzahl

Alle Wellen sowie Kupplung und Bremse werden zur Vereinfachung als trägeheitslos betrachtet. Zahnräder und Schwungrad sind trägeheitsbehaftet. Für das in Abb. 5.109 gezeigte Getriebe ergibt sich das Ersatzmassenträgheitsmoment J_{ers} bezogen auf die Antriebswelle:

$$J_{\text{ers}} = J_1 + J_2 \cdot \frac{1}{i_{12}^2} + J_3 \cdot \frac{1}{i_{13}^2} \quad (5.98)$$

Die Übersetzungsverhältnisse i_{12} und i_{13} ergeben sich aus:

$$i_{12} = \frac{n_1}{n_2}, \quad i_{13} = \frac{n_1}{n_3} \quad (5.99)$$

Beispiel:

Für einen Pressenantrieb mit frequenzgeregeltem Antrieb nach Abb. 5.109 gilt:

$n_{\text{Antrieb,max}} = n_{1,\text{max}} =$	1.470 min^{-1}	$n_{\text{Antrieb,min}} = n_{1,\text{max}} =$	364 min^{-1}
$n_{2,\text{max}} =$	452 min^{-1}	$n_{2,\text{min}} =$	112 min^{-1}
$n_{3,\text{max}} = n_{\text{Abtrieb,max}} =$	160 min^{-1}	$n_{3,\text{min}} = n_{\text{Abtrieb,min}} =$	40 min^{-1}
$J_1 =$	$0,17 \text{ kgm}^2$	$J_3 =$	$11,5 \text{ kgm}^2$
$J_2 =$	$20,0 \text{ kgm}^2$		

Das Ersatzmassenträgheitsmoment bezogen auf die Antriebswelle wird nach Gl. (5.98) berechnet. Für die minimale Antriebsdrehzahl $n_{1,\min}$ errechnet sich das Ersatzmassenträgheitsmoment J_{ers} :

$$J_{\text{ers}} = \left(0,17 + \frac{20,0}{\left(\frac{364}{112} \right)^2} + \frac{11,5}{\left(\frac{364}{40} \right)^2} \right) \text{kgm}^2 = \left(0,17 + \frac{20,0}{3,25^2} + \frac{11,5}{9,19^2} \right) \text{kgm}^2 \quad (5.100)$$

$$J_{\text{ers}} = (0,17 + 1,9 + 0,14) \text{kgm}^2 = 2,21 \text{kgm}^2$$

Je geringer die Drehzahl des massebehafteten Elementes gegenüber der Motor-drehzahl ausfällt, desto geringer ist der Einfluss auf das Ersatz-Massenträgheitsmoment J_{ers} . Somit hat der Stöbel trotz seines großen Gewichtes nur einen geringen Einfluss auf das Massenträgheitsmoment.

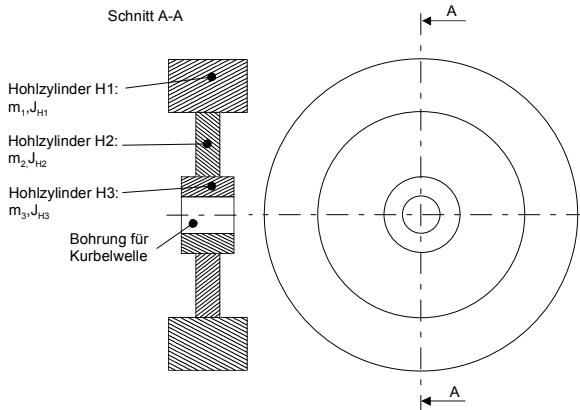


Abb. 5.110 Schematischer Aufbau eines Schwungrads einer mechanischen Presse

Massenträgheit des Schwungrads

In Abb. 5.110 ist der Aufbau eines Schwungrads schematisch dargestellt, das z.B. in der in Abb. 5.109 gezeigten Presse verwendet werden kann. Die Antriebswelle wird als trägeheitslose Welle betrachtet. Das Schwungrad ist aus drei Hohlzylindern mit den Massen m_1 , m_2 und m_3 aufgebaut.

Bestimmung des Massenträgheitsmomentes J eines Hohlzylinders:

Es gilt nach Abb. 5.111 /Hol00/:

$$J_H = \int_m r^2 dm \quad (5.101)$$

Der Hohlzylinder wird in viele ineinander geschachtelte Hohlzylinder von der Dicke dr , der Kreisringfläche $A = 2\pi r dr$ [m^2] und der Länge L zerteilt. In Abb. 5.111 ist der äußerste Hohlzylinder am Ort r mit der Dicke dr eingezeichnet. Die Masse dm des äußeren Hohlzylinderelementes ergibt sich zu

$$dm = \rho \cdot dV = \rho \cdot L \cdot 2 \cdot \pi \cdot r \cdot dr \quad (5.102)$$

ρ : Dichte des Schwungradwerkstoffes [kg/m^3]

V : Volumen des Hohlzylinders [m^3]

L : Länge des Hohlzylinders [m]

r : Innenradius des Hohlzylinderelementes [m]

R_i : Innenradius des Hohlzylinders [m]

R_a : Außenradius des Hohlzylinders [m]

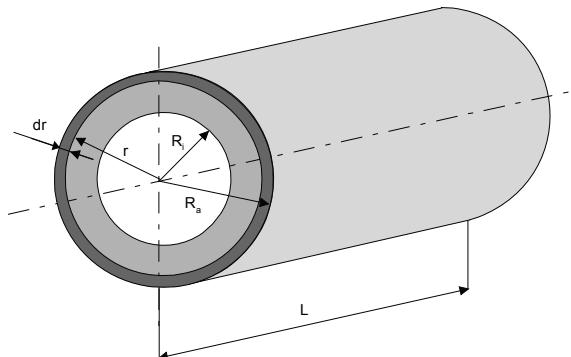


Abb. 5.111 Hohlzylinder

Es folgt

$$J_H = \int_m r^2 dm = \int_{R_i}^{R_a} r^2 \cdot \rho \cdot L \cdot 2 \cdot \pi \cdot r \cdot dr = 2 \cdot \rho \cdot \pi \cdot L \cdot \int_{R_i}^{R_a} r^3 \cdot dr \quad (5.103)$$

$$J_H = 2 \cdot \rho \cdot \pi \cdot L \cdot \frac{1}{4} [R_a^4 - R_i^4] \quad (5.104)$$

$$J_H = \frac{1}{2} \cdot \pi \cdot L \cdot \rho \cdot (R_a^4 - R_i^4) = \frac{1}{2} \cdot \pi \cdot L \cdot \rho \cdot (R_a^2 - R_i^2) \cdot (R_a^2 + R_i^2) \quad (5.105)$$

Masse m_H des Hohlzylinders

$$m_H = \rho \cdot V = \rho \cdot \pi \cdot (R_a^2 - R_i^2) \cdot L \quad (5.106)$$

ρ : Dichte des Schwungradwerkstoffes [kg/m^3]
 L : Länge des Hohlzylinders [m]

$$J_H = \int r^2 dm = \frac{m_H}{2} (R_a^2 + R_i^2) \quad (5.107)$$

J_H : Massenträgheitsmoment des Hohlzylinders [kgm^2]
 m_H : Masse des Hohlzylinders [kg]
 r : Innenradius des Hohlzylinders [m]

Das Gesamtmassenträgheitsmoment des Schwungrads J_{Sch} setzt sich zusammen aus den Massenträgheitsmomenten der Hohlzylinder J_{H1} , J_{H2} und J_{H3} , s. Abb. 5.110.

$$J_{\text{Sch}} = J_{H1} + J_{H2} + J_{H3} \quad (5.108)$$

Auslegung des Schwungrads für ein gefordertes Arbeitsvermögen der Presse:

Das gesamte in der (weggebundenen) Presse installierte Arbeitsvermögen $W_{\text{ges, theoretisch}}$ setzt sich zusammen aus der Rotationsenergie aller Massen des Antriebsstranges, siehe Abb. 5.109. Werden die unterschiedlichen Drehzahlen und Massenträgheiten der einzelnen umlaufenden Elemente des Antriebsstranges auf die Antriebswelle bezogen, ergibt sich nach Abb. 5.109 $W_{\text{ges, theoretisch}}$ zu:

$$W_{\text{ges, theoretisch}} = \frac{1}{2} \cdot J_{\text{ers}} \cdot (2 \cdot \pi \cdot n_{\text{ers}})^2 \quad (5.109)$$

mit

$$J_{\text{ers}} = J_1 + J_2 \cdot \frac{1}{i_{12}^2} + J_3 \cdot \frac{1}{i_{13}^2} \quad (5.110)$$

und

$$n_{\text{ers}} = n_{1,0} \quad (5.111)$$

folgt $W_{\text{ges,theoretisch}} = \frac{1}{2} \cdot \left(J_1 + J_2 \cdot \frac{1}{i_{12}^2} + J_3 \cdot \frac{1}{i_{13}^2} \right) \cdot (2 \cdot \pi \cdot n_{1,0})^2 \quad (5.112)$

- $n_{1,0}$: Drehzahl der Bezugswelle 1 vor dem Kuppeln, hier der Motorwelle [min^{-1}]
- J_{ers} : Ersatzmassenträgheitsmoment bezogen auf die Bezugswelle, hier die Motorwelle [kgm^2]
- n_{ers} : Ersatzdrehzahl [min^{-1}]
- i : Übersetzungsverhältnis

Das gesamte in der Presse zu installierende Arbeitsvermögen $W_{\text{ges,theoretisch}}$ ergibt sich aus verschiedenen Anteilen. (Abb. 5.112) In der Realität müssen mit W_{Verlust} auftretende Reibungsverluste und die Arbeit für die Auffederung der Presse W_{Feder} berücksichtigt werden. Hinzu kommt mit W_{Rest} eine weitere Grenze durch den zulässigen Drehzahlabfall des Elektromotors.

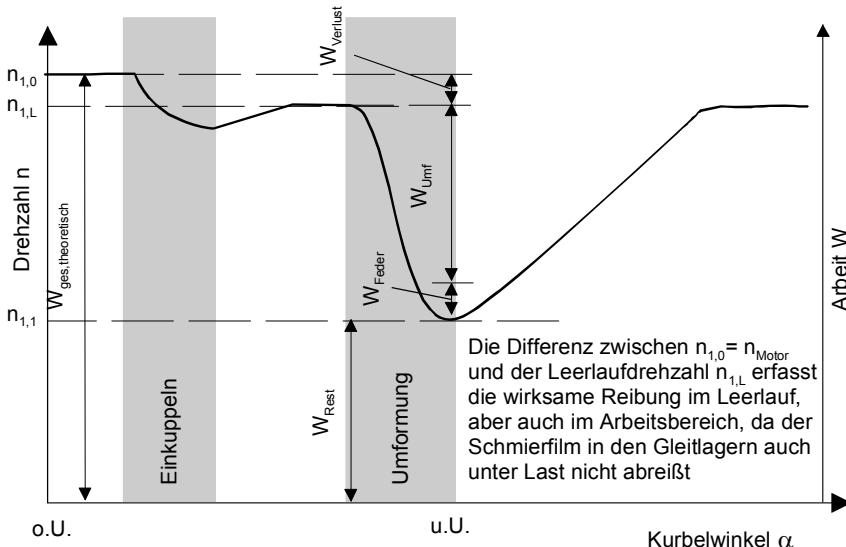


Abb. 5.112 Aufteilung des in der Presse installierten Arbeitsvermögens bei Pressen mit Asynchronantrieb

$$W_{\text{ges,theoretisch}} = W_{\text{Rest}} + W_{\text{Feder}} + W_{\text{Umf}} + W_{\text{Verlust}} \quad (5.113)$$

$W_{\text{ges,theoretisch}}$: Gesamtes Arbeitsvermögen Presse [Nm]

W_{Feder} : Federungsarbeit [Nm]

W_{Umf} : Umformarbeit [Nm]

W_{Verlust} : Verlustarbeit [Nm]

W_{Rest} : Restarbeitsvermögen [Nm]

Das Restarbeitsvermögen W_{Rest} berechnet sich für einen maximal zulässigen Drehzahlabfall des Antriebsmotors von 15 % zu:

$$n_{\text{Rest}} = 0,85 \cdot n_{1,0} \quad (5.114)$$

n_{Rest} : minimale Drehzahl nach dem Umformvorgang [min^{-1}]

$n_{1,0}$: Drehzahl der Bezugswelle 1 vor dem Kuppeln, hier der Motorwelle [min^{-1}]

$$W_{\text{Rest}} = \frac{1}{2} \cdot J_{\text{ers}} \cdot (2 \cdot \pi \cdot n_{\text{Rest}})^2 = \frac{1}{2} \cdot J_{\text{ers}} \cdot (2 \cdot \pi \cdot 0,85 \cdot n_{1,0})^2$$

$$W_{\text{Rest}} \approx 14,262 \cdot J_{\text{ers}} \cdot n_{1,0}^2 \quad (5.115)$$

Die Federungsarbeit W_{Feder} der Presse kann über die vertikale Pressensteifigkeit c_z und die Nennkraft der Presse F_N abgeschätzt werden (Abb. 5.113).

$$c_z = \frac{\Delta F_Z}{\Delta v_{\text{elZ}}} \Rightarrow \Delta v_{\text{elZ}} = \frac{\Delta F_Z}{c_z} \quad (5.116)$$

c_z : vertikale Steifigkeit

Δv_{elZ} : elastischer Anteil an der vertikalen Auffederung

ΔF_Z : Belastungskraft (s. Kapitel 5.5.5)

Es gilt:

$$W_{\text{Feder}} = \frac{1}{2} \cdot F_{\text{Umf}} \cdot \Delta v_{\text{elZ}} \quad (5.117)$$

W_{Feder} : Federungsarbeit [Nm]

F_{Umf} : Umformkraft [N]

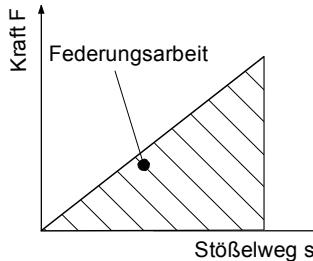


Abb. 5.113 Federungsarbeit W_{Feder} durch die elastische Auffederung der Presse unter Last

Für die Verlustarbeit W_{Verlust} wird ein konstanter maschinenseitiger Wirkungsgrad η_M angenommen.

$$W_{\text{Verlust}} = W_{\text{ges, theoretisch}} - \eta_M \cdot W_{\text{ges, theoretisch}} = W_{\text{ges, theoretisch}} \cdot (1 - \eta_M) \quad (5.118)$$

η_M : maschinenseitiger Wirkungsgrad zur Berücksichtigung von Reibungsverlusten ($\eta_M \approx 0,9$)

Die Beziehung für die Umformarbeit lässt sich somit zusammenfassen:

$$W_{\text{Umf}} = W_{\text{ges, theoretisch}} - [W_{\text{Rest}} + W_{\text{Feder}} + W_{\text{Verlust}}]$$

$$W_{\text{Umf}} = W_{\text{ges, theoretisch}} - [W_{\text{Rest}} + W_{\text{Feder}} + (1 - \eta_M) W_{\text{ges, theoretisch}}]$$

$$W_{\text{Umf}} = W_{\text{ges, theoretisch}} - [W_{\text{Rest}} + W_{\text{Feder}} + (1 - 0,9) \cdot W_{\text{ges, theoretisch}}]$$

$$W_{\text{Umf}} = 0,9 \cdot W_{\text{ges, theoretisch}} - [W_{\text{Rest}} + W_{\text{Feder}}] \quad (5.119)$$

Es gilt:

$$W_{\text{Umf}} = 0,9 \cdot \frac{1}{2} \cdot J_{\text{ers}} \cdot (2 \cdot \pi \cdot n_{l,0})^2 - \left[14,262 \cdot J_{\text{ers}} \cdot n_{l,0}^2 + \frac{1}{2} \cdot F_{\text{Umf}} \cdot \Delta v_{\text{elZ}} \right]$$

$$W_{\text{Umf}} = 3,503 \cdot J_{\text{ers}} \cdot n_{l,0}^2 - \frac{1}{2} \cdot F_{\text{Umf}} \cdot \Delta v_{\text{elZ}}$$

Somit ergibt sich J_{ers} zu:

$$J_{\text{ers}} = \frac{W_{\text{Umf}} + \frac{1}{2} \cdot F_{\text{Umf}} \cdot \Delta v_{\text{elZ}}}{3,503 \cdot n_{1,0}^2} \quad (5.120)$$

Für die Beispelpresse aus Abb. 5.109 ergibt sich das Trägheitsmoment des Schwungrads J_{Sch} damit folgendermaßen:

Das Ersatzträgheitsmoment der rotierenden Massen des Antriebsstranges beträgt:

$$J_{\text{ers}} = J_1 + J_2 \cdot \frac{1}{i_{12}^2} + J_3 \cdot \frac{1}{i_{13}^2} \quad (5.121)$$

Als Bezugsdrehzahl n_{ers} wird die Drehzahl n_1 der Motorwelle gewählt.

$$n_{\text{ers}} = n_{1,0}$$

Das Schwungrad mit dem Massenträgheitsmoment J_{21} befindet sich auf der Kupp lungswelle.

$$J_2 = J_{21} + J_{22} = J_{\text{Sch}} + J_{22} \quad (5.122)$$

Nach dem Einsetzen in die Gleichung für J_{ers} erhält man:

$$\left(J_1 + (J_{\text{Sch}} + J_{22}) \cdot \frac{1}{i_{12}^2} + J_3 \cdot \frac{1}{i_{13}^2} \right) = \frac{W_{\text{Umf}} + \frac{1}{2} \cdot F_{\text{Umf}} \cdot \Delta v_{\text{elZ}}}{3,503 \cdot n_{1,0}^2} \quad (5.123)$$

$$J_{\text{Sch}} = \left(\frac{W_{\text{Umf}} + \frac{1}{2} \cdot F_{\text{Umf}} \cdot \Delta v_{\text{elZ}}}{3,503 \cdot n_{1,0}^2} - \left(J_1 + J_3 \cdot \frac{1}{i_{13}^2} \right) \right) \cdot i_{12}^2 - J_{22} \quad (5.124)$$

Das erforderliche Massenträgheitsmoment des Schwungrads und damit seine Geometrie, s. Abb. 5.110, ist demnach abhängig von:

- den Übersetzungsverhältnissen der Zahnradstufen des Antriebsstranges,
- den Massenträgheitsmomenten der rotierenden Massen,
- der Auffederung der Presse,
- der geforderten Umformarbeit.

5.4 Kraftgebundene Umformmaschinen (Hydraulische Pressen)

Abb. 5.114 zeigt den mechanischen Aufbau einer kraftgebundenen Tiefziehpresse. Der Antrieb des Stößels erfolgt über einen oder mehrere Hydraulikzylinder für den Arbeits- oder Eilgang. Zur Erzeugung der Stößelbewegung und -kraft werden den Stößelzylindern Drucköl zu und/oder abgeführt.

Hydraulische Pressen zählen zu den kraftgebundenen Pressen, weil über den gesamten Stößelhub die Nennkraft erzeugt werden kann. Ein weiteres Merkmal ist, dass sich die Wegcharakteristik einer kraftgebundenen Presse flexibel einstellen lässt. Auf Grund dieser Eigenschaften werden kraftgebundene Pressen innerhalb der Produktion für die folgenden Umformoperationen angewendet:

- Vorwärtsfließpressen,
- Schneiden (Feinschneiden oder mit Dämpfung),
- Abstreckziehen,
- Hohl- und Massivprägen,
- Tiefziehen.

Ein weiteres wichtiges Anwendungsgebiet von kraftgebundenen Pressen liegt im Bereich der Einarbeitung von Tiefziehwerkzeugen. Hierbei wird mit speziellen hydraulischen Einarbeitungspressen die Stößelkinematik der Produktionspressen simuliert.

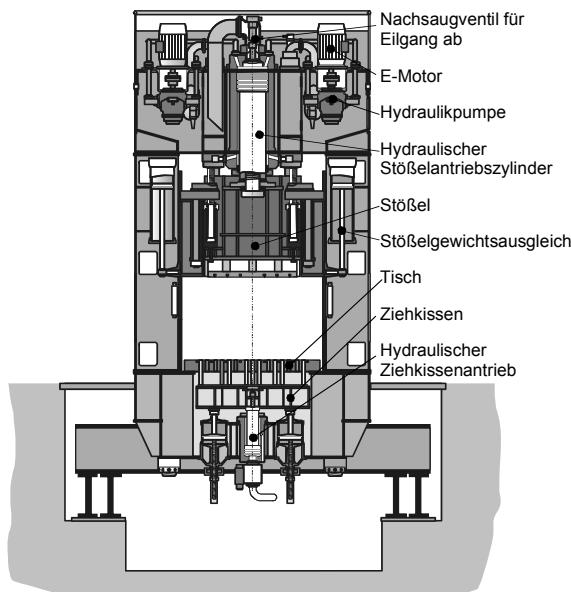


Abb. 5.114 Aufbau einer einfachwirkenden, kraftgebundenen Tiefziehpresse (Quelle: Fa. Müller-Weingarten)

5.4.1 Funktionsprinzip kraftgebundener Umformmaschinen

Das Stößelantriebssystem in kraftgebundenen Pressen dient zur Erzeugung der Stößelbewegung und der erforderlichen Presskraft. Hierbei wird elektrische in hydraulische Leistung und diese anschließend in mechanische Leistung gewandelt. Das hydraulische Stößelantriebssystem besteht im Wesentlichen aus Elektromotor/en, Hydraulikpumpe/n, Ventilen, Leitungen, Hydraulikspeichern und Zylindern (Abb. 5.117 bis Abb. 5.119).

Pumpen

Zur Erzeugung hydraulischer Leistung werden Hydraulikpumpen durch Asynchronmotoren angetrieben. Die erzeugte hydraulische Leistung berechnet sich unter Vernachlässigung von Verlusten zu

$$P_{\text{Hydr}} = Q_p \cdot (p_1 - p_2) = \omega_{\text{Motor}} \cdot M_{\text{Motor}} \quad (5.125)$$

M_{Motor} : Antriebsmoment des Elektromotors in [Nm]

P_{Hydr} : Hydraulische Leistung in [m^3/s]

Q_p : Förderstrom Pumpe in [m^3/s]

p : Hydraulikdruck in [N/m^2]

ω_{Motor} : Winkelgeschwindigkeit des Elektromotors in [1/s]

Im Pressenbau werden überwiegend Zahnradpumpen (Abb. 5.115, links) und Axialkolbenpumpen der Schrägscheibenbauart (Abb. 5.115, rechts) eingesetzt. Zahnradpumpen zeichnen sich durch einen robusten Aufbau und einen niedrigeren Anschaffungspreis aus. Axialkolbenpumpen hingegen sind in der Anschaffung teurer, jedoch erlauben diese eine stufenlose Verstellung des Volumenstroms.

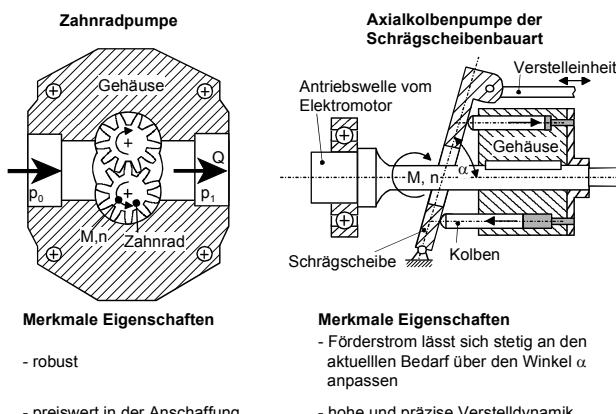


Abb. 5.115 Häufig eingesetzte Pumpenbauarten im Pressenbau

Speicher

Hydraulikspeicher dienen der Speicherung von hydraulischer Energie und dem Ausgleich von Druckschwankungen im Antriebssystem.

Ventile

Ventile dienen der Beeinflussung von Volumenströmen, Durchflussrichtungen und Drücken.

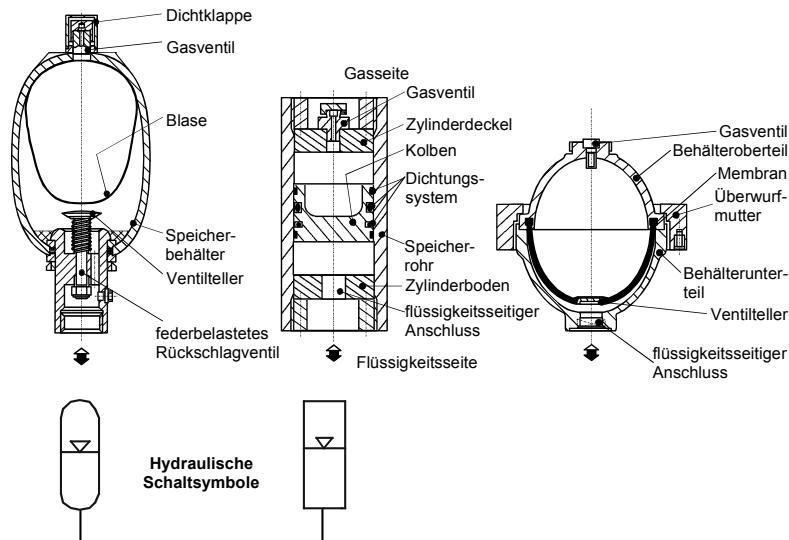


Abb. 5.116 Bauarten von Hydraulikspeichern

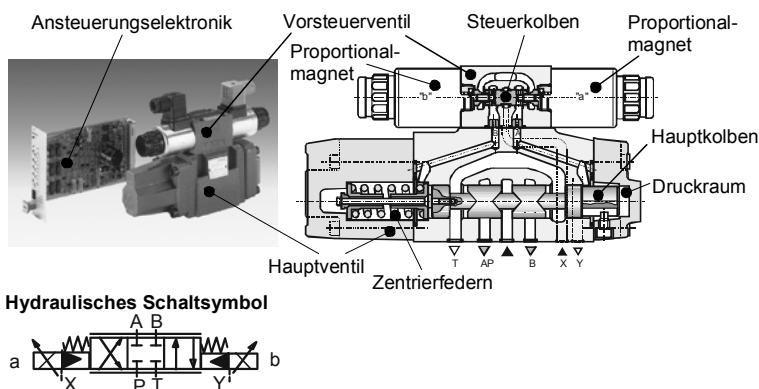
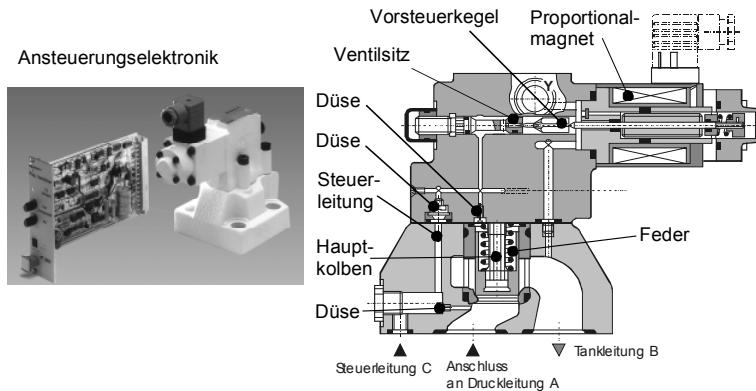


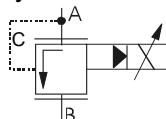
Abb. 5.117 Aufbau eines proportionalen Wegeventils zur Beeinflussung des Volumenstroms und der Durchflussrichtung /Man91/

Hydraulikzylinder

Hydraulikzylinder wandeln die ihnen zugeführte hydraulische Leistung in mechanische Leistung um. Kolbenkräfte und -geschwindigkeiten ergeben sich unter Vernachlässigung von Verlusten nach den im Abb. 5.119 dargestellten Gleichungen.



Hydraulisches Schaltsymbol



Funktion:

- Dient zur Begrenzung von Hydraulikdrücken
- Druckgrenze wird elektrisch am Proportionalmagnet eingestellt
- Bei Erreichen der Druckgrenze hebt der Ventilkolben ab. Das überschüssige Drucköl fließt dann in den Tank

Abb. 5.118 Aufbau eines proportionalen Druckventils zur Beeinflussung des Hydraulikdrucks (Fa. Bosch-Rexroth)

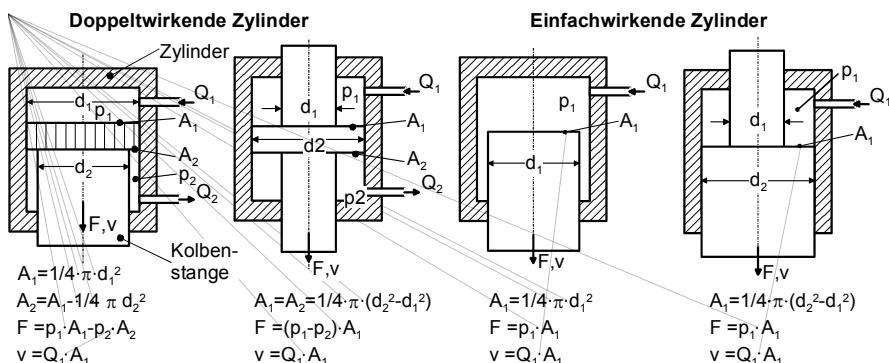


Abb. 5.119 Zylinderarten, die in Stöbelantrieben von kraftgebundenen Pressen zur Anwendung kommen

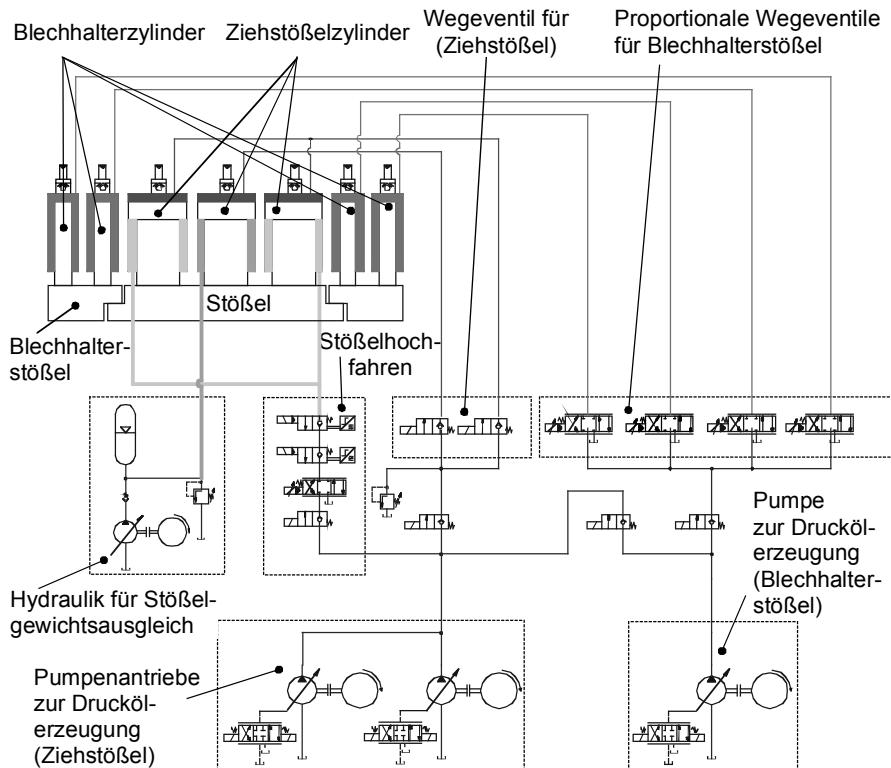


Abb. 5.120 Hydraulikschaltplan einer hydraulischen, doppeltwirkenden Presse mit Direktantrieb (Quelle: Fa. Dieffenbacher)

5.4.2 Baugruppen von kraftgebundenen Umformmaschinen

5.4.2.1 Antrieb

Pumpendirektantrieb

(Abb. 5.121)

Es wird über Verstellpumpensysteme (Axialpumpen) nur so viel Drucköl erzeugt (Förderstromanpassung), wie gerade vom Stößelantriebssystem abgenommen wird. Hierdurch lassen sich Energieverluste durch Drosselung von überschüssigem Drucköl über Druckbegrenzungsventile vermeiden.

Die Auslegung von Pumpe und E-Motor muss nach der Spitzenleistung erfolgen. Dies erfordert eine größere Dimensionierung von Pumpe und E-Motor im Vergleich zum Speicherantrieb.

Speicherantrieb

(Abb. 5.122)

Während der Druckölentnahme beim Herabfahren des Stößels sinkt der Druck innerhalb der Speicher mit zunehmender Stößelgeschwindigkeit. Die Auslegung des Speicherantriebs richtet sich nach den Zykluszeiten, in denen die Hydraulikspeicher für den nächstfolgenden Hub wieder mit Drucköl aufgeladen werden können.

Spitzenleistungen für das Stößelantriebssystem werden durch Speicher gedeckt, wodurch Pumpe und E-Motor kleiner dimensioniert werden können.

Sobald die Speicher aufgeladen sind, wird das überschüssige Drucköl über die Druckbegrenzungsventile abgeführt oder aber der Pumpenförderstrom reduziert. Im Falle der Druckölabführung über das Druckbegrenzungsventil kommt es zu Energieverlusten.

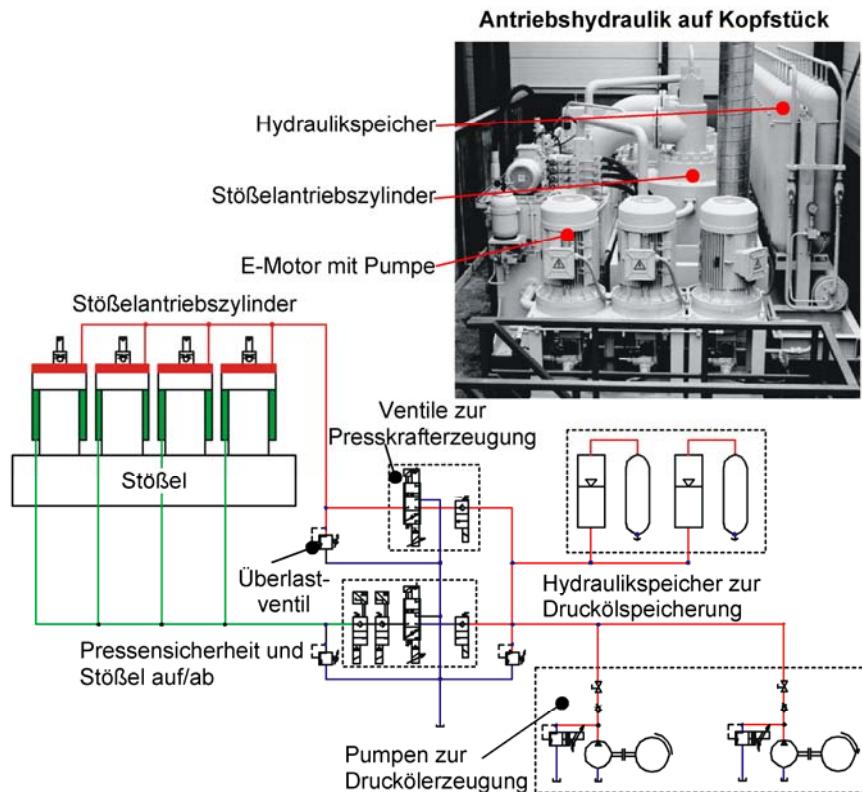


Abb. 5.121 Stößelhydraulik einer kraftgebundenen Einarbeitungspresse mit Speicherantrieb (Quelle: Fa. Dieffenbacher)

5.4.2.2 Ziehkissentechniken in kraftgebundenen Umformmaschinen

Bei den kraftgebundenen Tiefziehpressen wird die konventionelle Ziehkissen-technik mit hydraulischen Verdrängerzylindern eingesetzt (s. Kap. 5.3.3.8). Bei einem dort realisierten Betriebsdruck von ca. 520 bar müssten Pneumatikzylinder im Vergleich zu Hydraulikzylindern sehr viel größer dimensioniert werden, um die erforderliche Niederhalterkraft zu erzeugen.

Auf eine Vorbeschleunigungsfunktion des Ziehkissens kann bei kraftgebundenen Produktionspressen verzichtet werden, weil sich der Stößelweg-Zeit-Verlauf einstellen lässt. Kurz vor Aufsetzen der Matrize auf den Niederhalter kann die Stößelgeschwindigkeit reduziert werden.

Angetriebenes Ziehkissen

Auf Grund der variablen Stößelkinematik bei kraftgebundenen Pressen (Stößel kann auch in einer Position verharren und eine Kraft erzeugen), lässt sich nur bei kraftgebundenen Pressen auch die angetriebene Ziehkissentechnik realisieren. Bei der angetriebenen Ziehkissentechnik sind die Funktionsweisen von Stößel und Ziehkissen umgekehrt. Hierbei setzt zunächst der Pressenstößel auf den feststehenden Niederhalter auf und erzeugt die Niederhalterkraft. Anschließend fährt die Ziehkissenplatte, über die Hydraulikzylinder angetrieben, mit dem Ziehstempel hoch und erzeugt die Umformkraft (Abb. 5.122).

Energetisch betrachtet, wird während des Umformprozesses nur Energie für das Ziehkissen benötigt, da sich der Stößel nicht bewegt und somit keine mechanische Arbeit verrichtet. Dieses Antriebskonzept kann ohne wesentliche Mehrkosten an hydraulischen Pressen realisiert werden. Nachteilig ist jedoch der sinkende Ausstoß.

Die angetriebene Tiefziehkissentechnik ist eine Variante zur *stößelkippungsfreien* Umformung, da sich der Stößel während des Umformprozesses fest auf der auf dem Tisch befindlichen Niederhalterplatte abstützt.

Bei unsymmetrischen Bauteilen ist mit einer erhöhten Stempel- und Ziehkissensenkippung zu rechnen. Bei der angetriebenen Ziehkissentechnik können die unterhalb der Ziehkissenplatte befindlichen geregelten Hydraulikzylinder genutzt werden, um die Ziehkissenplatte parallel zu halten.

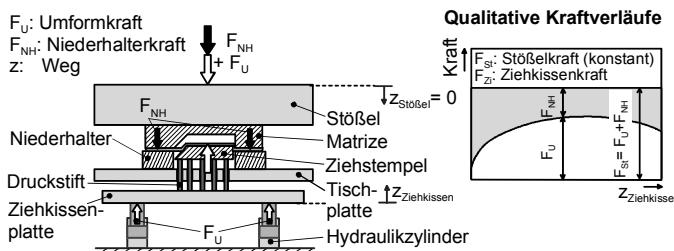


Abb. 5.122 Prinzip der angetriebenen Tiefziehtechnik (links); Qualitative Verläufe von Niederhalter- und Umformkraft (rechts)

Im Vergleich zur konventionellen Tiefziehtechnik erfordert die Anwendung der angetriebenen Tiefziehtechnik eine Umgestaltung der Tiefziehwerkzeuge, da sich der Ziehstempel über einen Unterbau (Druckstifte) auf dem Ziehkissen abstützen muss.

In Abb. 5.122, rechts sind die prinzipiellen Verläufe der Umform- und Niederhalterkraft dargestellt /Pah96/. Es ist ersichtlich, dass bei einer konstanten Stößelkraft F_{St} die Niederhalterkraft F_{NH} um den Betrag abnimmt, um den die Umformkraft F_U ansteigt. Ob dieser Verlauf der Niederhalterkraft F_{NH} in jedem Fall günstig ist, muss angezweifelt werden, da gegen Ende eines Tiefziehvorgangs eine vergleichsweise hohe Niederhalterkraft benötigt wird, um die Falten 1. Art einzuglättten.

Modifikation der angetriebenen Ziehkissentechnik:

Die Anwendung der Vielpunkttechnik wie im Abb. 5.123 dargestellt, stellt eine Modifikation der aktiven Tiefziehtechnik dar. Der Stößel fährt hierbei zunächst auf Festanschläge. Durch die einzelnen Kurzhubzylinder, die auf den Niederhalter wirken, lässt sich der Verlauf der Niederhalterkraft lokal und in Abhängigkeit vom Stößelweg variieren, um den Materialfluss gezielt zu steuern. Die erforderliche Umformkraft wird von unten durch den Umformzylinder erzeugt.

Mitfahrende, energiearme Ziehkissentechnik

Ein wesentliches Merkmal der mitfahrenden Klemmziehtechniken ist die Entkopplung der Niederhalterkraft von der Stößelkraft. Wie bei der mitfahrenden Klemmziehtechnik bei weggebundenen Pressen steht auch hier die gesamte Stößelkraft für die Umformoperation zur Verfügung (Abb. 5.124, rechts unten).

Mitfahrendes Ziehkissen mit Klemmzylinder:

Der Stößel ist über vier Plungerzyliner (Klemmzylinder) mit durchgehenden Kolbenstangen in den Ecken mit dem Ziehkissen gekoppelt /DE93/ (Abb. 5.124).

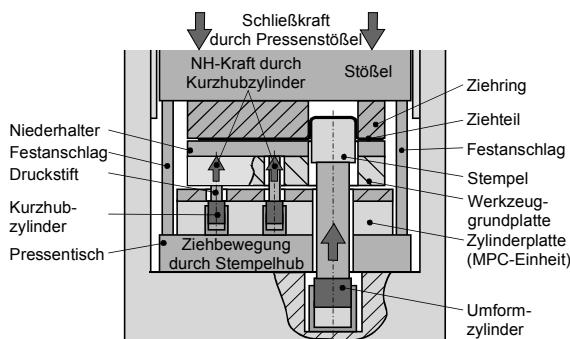


Abb. 5.123 Angetriebene Tiefziehtechnik mit Multi-Point-Control-Einheit (MPC) von der Fa. Dieffenbacher/Pah98/

Ausgangslage: der Stößel befindet sich im oberen Umkehrpunkt.

Beim Herabfahren des Stößels bewegen sich die Klemmzylinder mit dem Stößel nach unten. Die Kolbenstangen und das Ziehkissen bleiben in dieser Phase ortsfest (Abb. 5.124 links).

Nach *Aufsetzen* der Matrize auf den Niederhalter (Abb. 5.124, Mitte) wird die Niederhalterkraft durch Anlegen eines Drucks p_i innerhalb der Klemmzylinder erzeugt. Das Ziehkissen macht dabei eine kaum merkbare Bewegung nach oben. Der Kraftfluss der Niederhalterkraft schließt sich über den Klemmapparat, bestehend aus Platine, Niederhalter, Druckbolzen, Ziehkissen, Klemmzylinder, Stößelplatte und Matrize.

Während des *Umformvorgangs* fährt der gesamte Klemmapparat mit dem Stößel nach unten (Abb. 5.124, rechts). Die Einstellung der Niederhalterkraft erfolgt durch Steuerung des Drucks p_i in den Klemmzylindern. Drosselverluste durch Ölverdrängung entfallen hierbei.

Bei diesem Konzept wird das Öl während des Umformprozesses nicht aus den Klemmzylindern verdrängt, wodurch die hydraulische Leistung zur Erzeugung der Niederhalterkraft theoretisch Null beträgt.

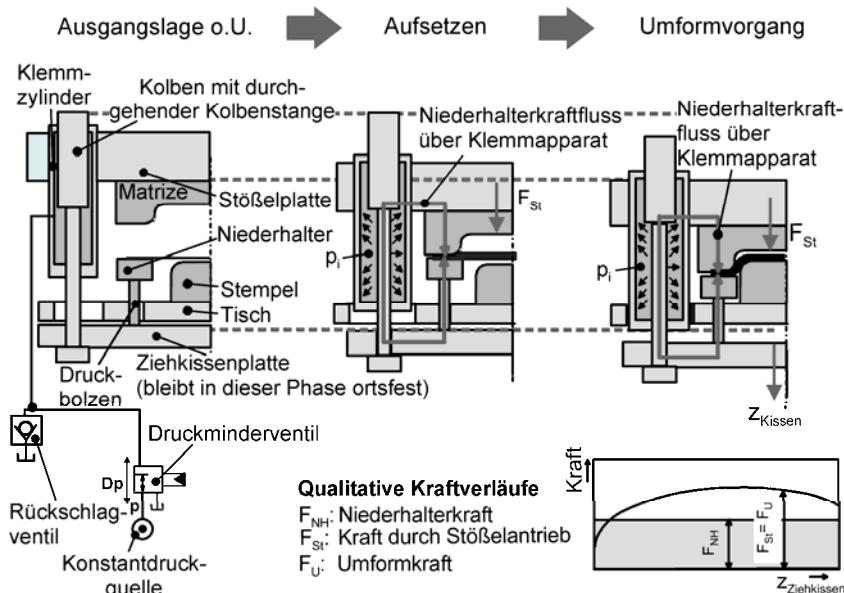


Abb. 5.124 Funktionsweise der fahrenden Klemmziehtechnik mit Klemmzylinder

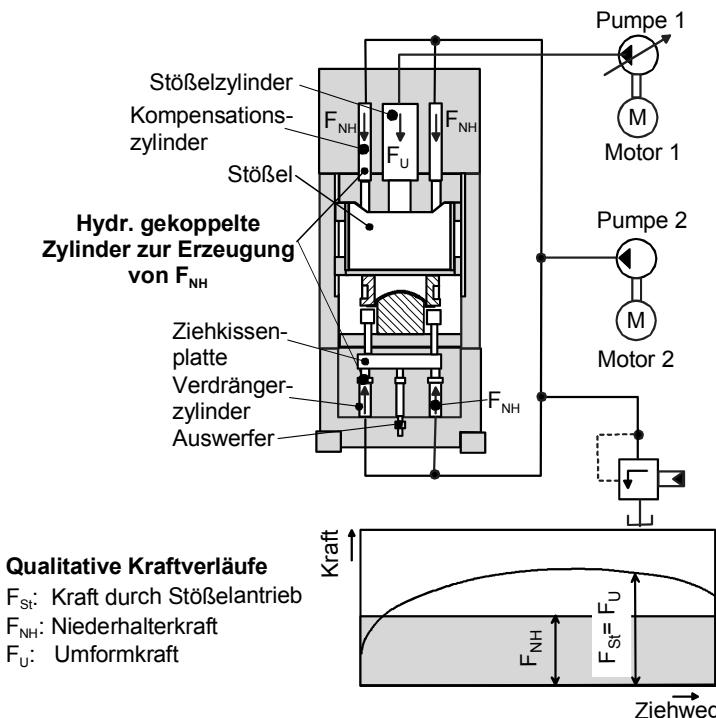


Abb. 5.125 Prinzipieller Aufbau der ECO-Ziehkissentechnik nach Schuler /Kür00/

ECO-Kissen:

Das ECO-Kissen wurde von der Fa. Schuler SMG zur weiteren Verbesserung der Energiebilanz entwickelt /Kür00/ (Abb. 5.125).

Zu jedem unter dem Ziehkissen vorhandenen Verdrängerzylinder existiert ein am Stößel angreifender Kompensationszylinder. Die Kompensationszylinder sind mit den Verdrängerzylindern hydraulisch gekoppelt, so dass die Drücke innerhalb der Kompensations- und Verdrängerzylinder gleich sind. Während des Umformprozesses wirkt die durch die Kompensations- und Verdrängerzylindern eingeleitete Niederhalterkraft F_{NH} kraftneutral auf den Stößel. Die Platte wird mit der Niederhalterkraft F_{NH} zwischen Matrize und Niederhalter eingeklemmt.

Der energetische Aufwand zur Erzeugung der Niederhalterkraft wird nach Kürzinger /Kür00/ auf nahezu Null reduziert. Der technische Aufwand kann allerdings im Vergleich zur konventionellen Ziehkissentechnik groß sein.

5.4.2.3 Schnittschlagdämpfung für hydraulische Pressen

Da an hydraulischen Pressen aufgrund ihrer systembedingten Ölkompression stärkere Schnittschläge auftreten, sind Schnittschlagdämpfer zwingend erforderlich.

Der Schnittschlag entsteht durch die spontane Entlastung von Maschine und

Werkzeug nach dem Blechabriß beim Scherschneiden. Ein gemessener Schneidkraftverlauf an einer vorgespannten hydraulischen Presse ist in Abb. 5.127, links zu sehen.

Bei vorgespannten hydraulischen Schneidpressen steht die volle Schneidkraft bereits im Moment des Aufsetzens des Stempels auf das Blech zur Verfügung. Der Kraftverlauf sieht ähnlich aus, wie bei einer mechanischen Presse. Bei nicht vorgespannten hydraulischen Schneidpressen, muss das Öl durch Aufsetzen des Schneidstempels auf das Blech in der Zeit t_1 erst komprimiert werden.

Im vorliegenden Beispiel (Abb. 5.127, rechts) wurde ein kleines Werkzeug eingesetzt. $F_{S,\max}$ betrug lediglich ca. 80 kN. Nach der Kompression des Öls stellt sich der übliche Schneidkraftverlauf ein.

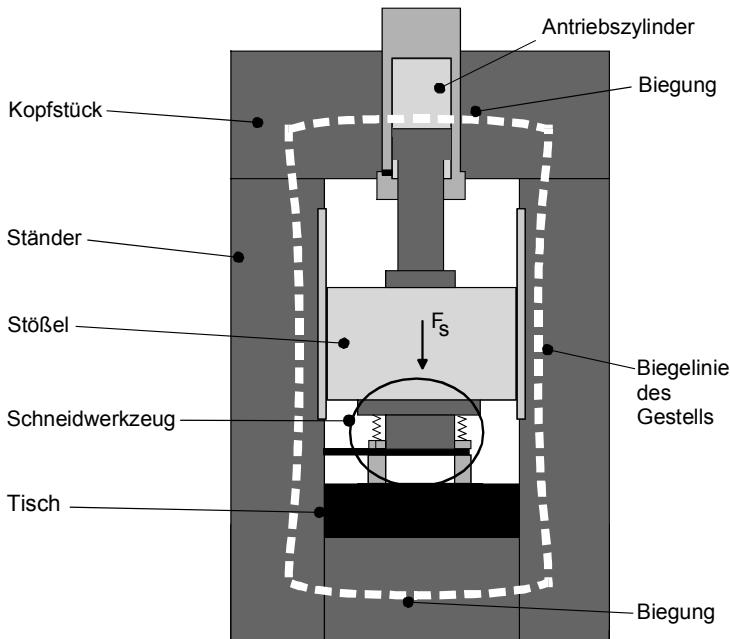


Abb. 5.126 Biegelinie einer hydraulischen Presse während einer Schneidoperation kurz vor dem Bruch /Sch03a/

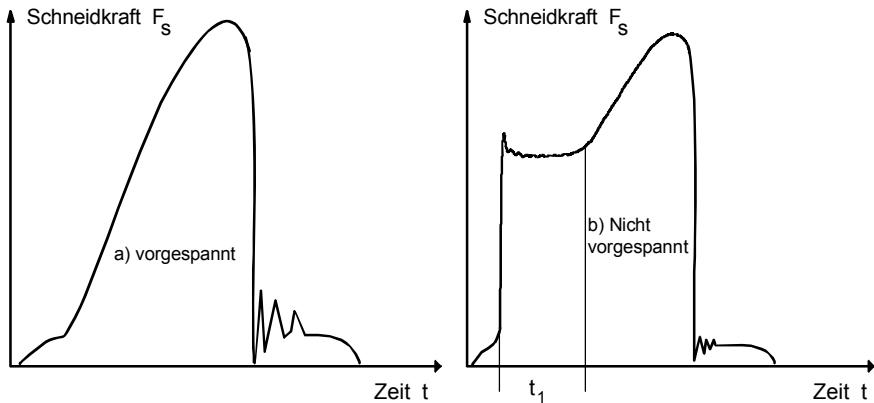


Abb. 5.127 Gemessene Schneidkraftverläufe an hydraulischen Pressen a) mit vorgespanntem Hydrauliksystem /Mue93/ und b) ohne vorgespannter Hydraulik

Dämpfungssysteme für hydraulische Pressen:

Die hier mit Beisteldämpfer bezeichneten Schnittschlagdämpfern (SSD) entsprechen den in Kapitel 5.3.3.9 beschriebenen Standarddämpfern und vorgespannten Dämpfern. Beisteldämpfer können paarweise neben ein Schneidwerkzeug im Einbauraum der Presse positioniert werden (Abb. 5.129).

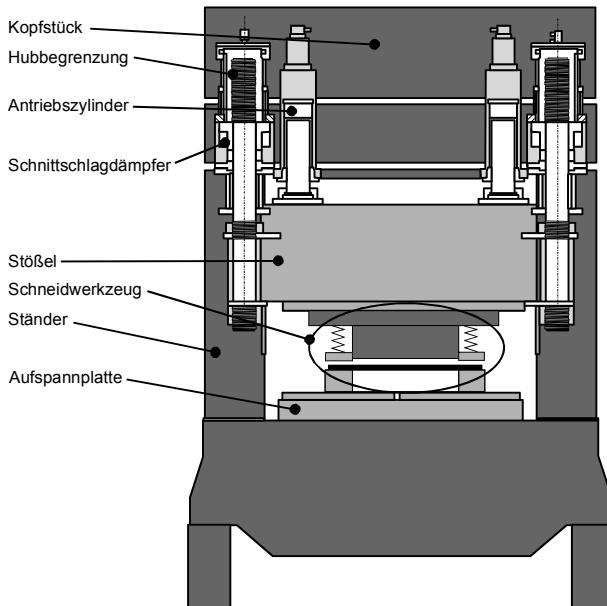


Abb. 5.128 Hydraulische Schneidpresse mit im Kopfstück integrierten Schnittschlagdämpfern (nach /Bey93/)

Der grundsätzliche Nachteil von Beistelldämpfern besteht darin, dass sie in kleinen Werkzeugeinbauräumen schwer unterzubringen sind.

Damit der begrenzte Werkzeugraum nicht zusätzlich durch Dämpfungszyylinder eingeschränkt wird, bieten Pressenhersteller für hydraulische Schneidpressen sehr oft in das Kopfstück angeordnete Dämpfungszyylinder an (Abb. 5.128).

Aufbau:

Die Funktion der Schnittschlagdämpfer ist bereits in Kap. 5.3.3.9 dargestellt worden. Unterschiede zu den in Kap. 5.3.3.9 beschriebenen Dämpfern bestehen darin, dass die Dämpfungseinheiten (Standarddämpfer etc.) direkt an die Pressenhydraulik angeschlossen sind und eine thermische Überlastung, die beim Schnittschlagdämpfer an mechanischen Pressen vorkommen kann, durch Ölaustausch ausgeschlossen ist.

Anordnung der Schnittschlagdämpfer:

Bei der Auswahl der Anordnung ist entscheidend, wie die Presse aufgebaut und eingesetzt wird, und welche Dämpfung erzielt werden soll. Je näher sich der Dämpfer am Werkzeug befindet, desto besser ist die Dämpfungswirkung (Aufnahme der beim Abriss freiwerdenden Energie, Abb. 5.129, links).

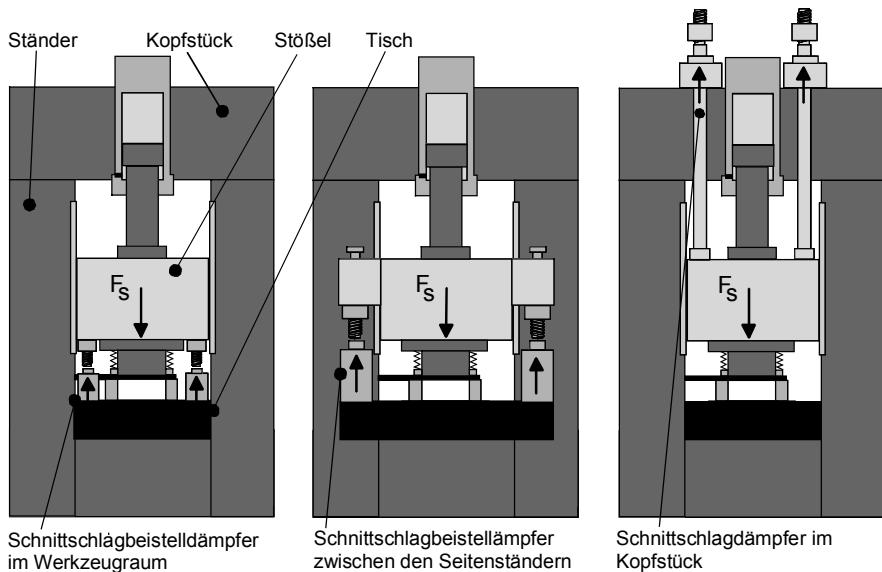


Abb. 5.129 Schematische Anordnungsvarianten der Dämpfungszyylinder innerhalb einer hydraulischen Schneidpresse /Sch03a/

Die bekannten, im Kopfstück angeordneten Schnittschlagdämpfer (Abb. 5.129, rechts) werden häufig realisiert. Die Dämpfungswirkung wird durch die langen Übertragungswege allerdings stark eingeschränkt.

Am häufigsten werden Schnittschlagdämpfer zwischen den Seitenständern (Abb. 5.129, Mitte) angeordnet, grenzen allerdings die Zugänglichkeit zum Pressearbeitsraum von der Seite ein.

5.4.3 Bewertung von kraftgebundenen Pressen

Kraftgebundene Umformmaschinen weisen gegenüber anderen Antriebsformen folgende Eigenschaften auf:

- Nennkraft steht über den gesamten Stöbelhub zur Verfügung,
- Stöbelkinematik lässt sich bei entsprechend geregelten Systemen flexibel an den jeweiligen Umformprozess anpassen (Abb. 5.130),
- Maximalkraft lässt sich einfach mit Hilfe von Druckbegrenzungsventilen einstellen,
- sehr kompakte Antriebsbauweise (Gewichtsverhältnis E-Motor : Hydromotor = 14 : 1, Einbauraumverhältnis E-Motor : Hydromotor = 26 : 1),
- Hubzahl bzw. Stöbelgeschwindigkeit im Vergleich zu weggebundenen Pressen geringer, geringere Ausbringung,
- geringerer energetischer Wirkungsgrad im Vergleich zu weggebundenen Pressen, wesentlich höhere zu installierende Leistung,
- Öl als Druckmedium ist brennbar und muss unter erhöhtem Aufwand entsorgt werden,
- beim Schmieden ergeben sich auf Grund des Kompressionsmodulus des Öls und der endlichen Abströmgeschwindigkeiten relativ hohe Druckberührzeiten und somit ein hoher Werkzeugverschleiß.

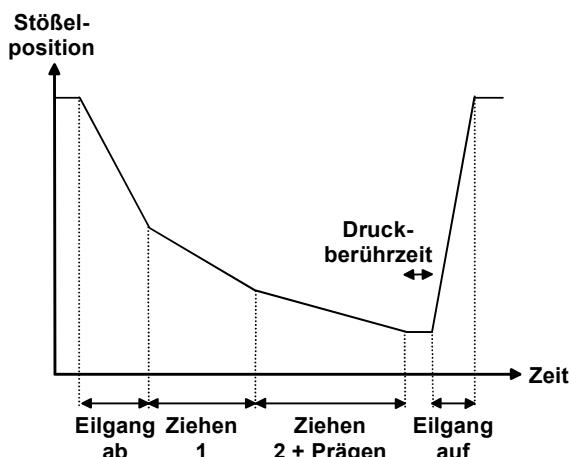


Abb. 5.130 Flexible Anpassung der Stöbelkinematik

- Kraftgebundene Pressen sind auf Grund des Druckmediums Öl vergleichsweise weich gegenüber weggebundenen Pressen. Dies hat negative Auswirkungen auf die vertikale und die Kippsteifigkeit und verstärkt die Folgen von Schnittschlägen. Der Vergleich der E-Module soll dies mit den im Folgenden zugrundegelegten Werten verdeutlichen:

$$\begin{aligned}E_{\text{Öl}} &= 17.740 \text{ bar (bei } 150 \text{ bar und } 50^{\circ}\text{C)} \\E_{\text{Stahl}} &= 2.120.000 \text{ bar} \\E_{\text{Stahl}} / E_{\text{Öl}} &= 125\end{aligned}$$

Eine Stahlsäule, mit den gleichen Abmaßen wie vergleichsweise eine Ölsäule, wäre demzufolge um den Faktor 125 steifer. Bei einem Arbeitsdruck von 250 bar würde der relative Federweg eines Stahlzylinders nur

$$250 \text{ bar} / 2.120.000 \text{ bar} = 0,012 \%$$

und der relative Federweg einer Ölsäule

$$250 \text{ bar} / 17.000 \text{ bar} = 1,5 \% \text{ betragen.}$$

Für eine Stahl- und Ölsäule von 800 mm entspricht dies eine Längenänderung von

$$\begin{aligned}\Delta z_{\text{Öl}} &= 12 \text{ mm} \\ \Delta z_{\text{Stahl}} &= 0,096 \text{ mm}\end{aligned}$$

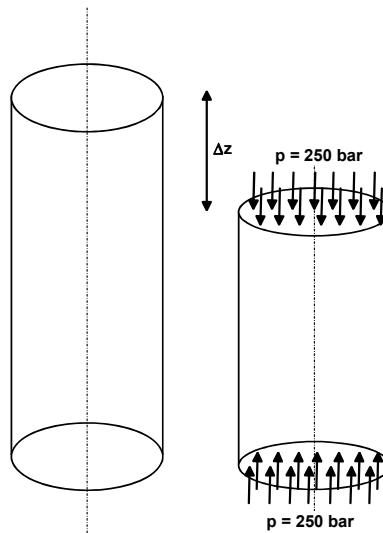


Abb. 5.131 Kompressibilität einer Stahl- oder Ölsäule

5.5 Industrieller Einsatz von Umformmaschinen

5.5.1 Pressensysteme in der Karosseriefertigung

Die Karosseriefertigung in der Automobilindustrie stellt eines der größten Einsatzgebiete für Pressensysteme dar. Die starke Konkurrenz zwischen den Automobilherstellern und der damit verbundene hohe Kostendruck führen zu wachsenden Ansprüchen an die Fertigung. In den letzten Jahrzehnten haben daher in diesem Bereich hauptsächlich vier Anforderungen zu einer Weiterentwicklung der Presswerkstechnik geführt (Abb. 5.132):

1. Erhöhung der Produktivität

Die Erhöhung des Teileausstoßes durch Hubzahlerhöhung wurde durch vielfältige Weiterentwicklungen von Pressen und Transfersystemen ermöglicht.

Weiterentwicklung der Pressen:

- kompakte Bauweise (Entwicklungsprozess: Einzelpresse, konventionelle Pressenstraße, Großteil-Transferpresse),
- durchgehende Welle (zeitliche Abstimmung getrennt angetriebener Pressen entfällt \Rightarrow Großteil-Transferpresse und Kompaktsaugerpresse),
- hydraulische Kupplung und Bremse (geringerer Wartungsaufwand, dadurch höhere Nutzungszeiten der Anlage),
- Automatisierung des Werkzeugwechsels,
- vorbeschleunigter Niederhalter (dadurch kann der Ziehvorgang nach dem einfachwirkenden Prinzip in der Großteil-Transferpresse durchgeführt werden),

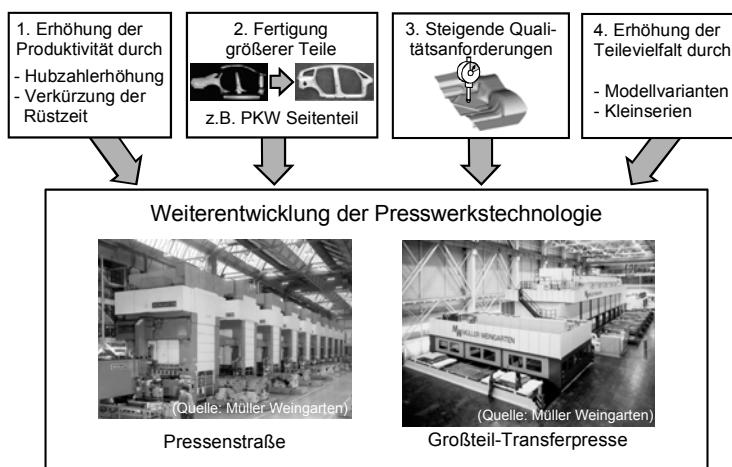


Abb. 5.132 Weiterentwicklung der Presswerkstechnologie

- geregelte hydraulische Ziehapparate zur partiellen Beaufschlagung der Niederhalterkraft über dem Umfang der Teile (Mehrpunkt-Ziehapparate und als Weiterentwicklung Vielpunkt-Ziehapparat Abb. 5.95, damit weniger Auschluss).

Weiterentwicklung von Transfersystemen:

Eine unabhängig vom Antriebssystem elektronisch gesteuerte Bewegung des Greifer- bzw. Saugermechanismus (Abb. 5.133) ermöglicht die individuelle Abstimmung der Transferbewegungen auf jedes Teil.

Die früher verwendeten mechanisch gekoppelten Transfersysteme mussten auf das komplexeste herzustellende Teil abgestimmt sein. Durch die erweiterten Optimierungspotenziale werden Produktivitätssteigerungen um bis zu 20 % möglich.

2. Fertigung größerer Blechteile

Die Fertigung größerer Blechteile führte zur Verringerung der Anzahl notwendiger Fügeoperationen im Rohbau (z.B. einteilig ausgeführte PKW-Seitenteile, Bodenbleche etc.).

Dadurch sinkt auch die Anzahl der Fügestellen, die aus Korrosionsschutzgründen versiegelt werden müssen.

Weiterentwicklung von Pressenanlagen:

- größere Werkzeugeinbauräume, höhere Nennkräfte,
- Großteil-Transferpressen,
- Greifer- bzw. Saugertransfersysteme für große Blechteile,
- Kompaktsaugerpresse.

Vorteil:

- reduzierte Kosten für den Karosserie-Rohbau durch die Verringerung der Fügearbeiten,
- höhere Genauigkeit der Blechteile insbesondere aber der Rohkarosserie (zwingend erforderlich, da das nachfolgende Fügen der Rohkarosse überwiegend automatisiert mit Schweißrobotern erfolgt und dieses Verfahren die Einhaltung geringer Fertigungstoleranzen voraussetzt),
- kurze Produktionsdauer.

3. Steigende Qualitätsanforderungen an Pressteile

Wachsende Anforderungen an das Presswerk aus den Bereichen Rohbau und Lackiererei.

Rohbau:

- verringerte Spaltmaße (z. B. zwischen Motorhaube und Kotflügel),
- Verarbeitung neuer Werkstoffe.

Lackiererei:

- verbesserte Bauteiloberflächen,
- Verarbeitung beschichteter und in Zukunft ggf. fertig lackierter Bleche.

Weiterentwicklung der Pressen:

- hohe Steifigkeiten in vertikaler und horizontaler Richtung,
- Regelungssysteme (z.B. Parallelhaltesysteme für hydraulische Ziehapparate und geregelte Niederhalterkraft-Weg-Verläufe).

4. Erhöhung der Teilevielfalt

Die intensive Erhöhung der Modellvielfalt im Fahrzeugbau hat im Karosseriebau zu einer extremen Steigerung der Teilevielfalt geführt. Daraus wiederum resultierten verringerte Losgrößen.

- 60'er Jahre: Einführung von Schiebetischen zum Wechseln der Werkzeuge
- Aktuell: Großteil-Transferpressen mit automatischem Werkzeugwechsel inklusive Transfervorrichtungen sowie selbsttätige Anpassung aller erforderlichen Einstellgrößen wie Hubhöhe, Transferparameter etc.

5.5.1.1 Pressenstraßen

Die moderne Fertigung von Karosserieteilen beginnt mit dem Einsatz von Pressenstraßen.

Zeitliche Entwicklung (Abb. 5.133):

- Entnahme der Pressteile, Ablage und Zuführung von Hand
- Automatische Entnahme der Teile durch die sogenannte Eiserne Hand, Einlegen durch Mitarbeiter
- Ab Mitte der 60'er Jahre: Einsatz von Feedern zum voll mechanisierten Zuführen, Entnehmen, Wenden und Ablegen von Teilen
- Einsatz von Pressenstraßen mit vergrößerten Einbauräumen
- Ab ca. 1985: Diskussion der Verwendung von einfachwirkenden Ziehpressen mit vorbeschleunigtem Ziehapparat anstelle von doppeltwirkenden Ziehpressen
- Greifer-Transferpressen mit mechanisch gekoppelten Stößeln und Transfersystemen
- Saugertransferpressen für sehr große Teile oder Doppelteile (teilweise mit elektrisch angetriebenem Transfer)
- Kompaktsaugerpresse mit Schwingarmsaugern, die den Verzicht auf Orientierstationen, die zuvor zur Lageveränderung der Teile zwischen den Bearbeitungsstufen erforderlich waren, möglich machen

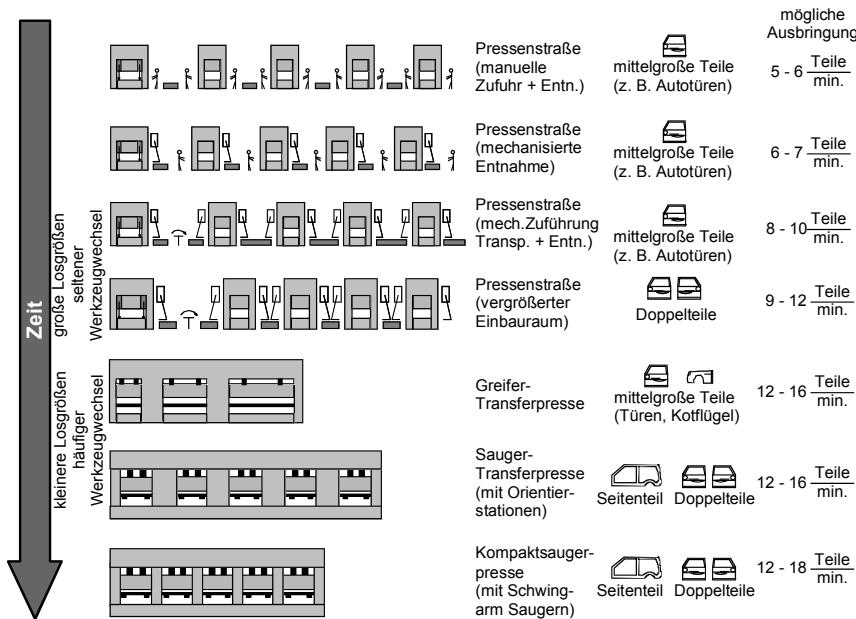


Abb. 5.133 Zeitliche Entwicklung von Umformanlagen zur Herstellung von Karosserieblechen

Einsatzbereich von Pressenstraßen

Zunächst:

Fertigung mittelgroßer Teile (Türen, Kotflügel, Motorhauben, Kofferraumdeckel etc.) in großen Stückzahlen. Aufwendige Werkzeugwechsel müssen nur selten durchgeführt werden.

Aktuell:

Pressen mit vergrößerten Werkzeugeinbauräumen zur Fertigung von Groß- und Doppelteilen. Anpassung an erhöhte Teilevielfalt durch automatisierten Werkzeugwechsel.

5.5.1.2 Unterteilung der Pressenstraßen nach der Bauart der Ziehpresse

- Pressenstraßen mit doppeltwirkender Ziehpresse (Abb. 5.134, oben),
- Pressenstraßen mit einfachwirkender Ziehpresse mit integriertem Ziehkissen (Abb. 5.134, unten), vgl. Kapitel 5.3.3.8.

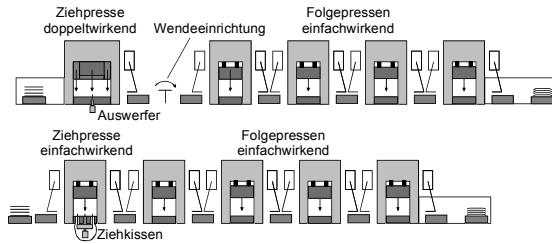


Abb. 5.134 Pressenstraße mit doppeltwirkender bzw. einfachwirkender Ziehpresse, nach /Hof95/

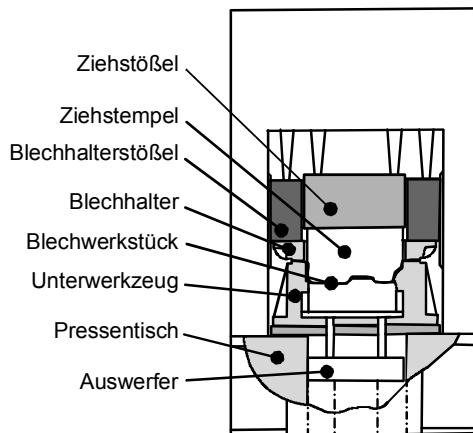


Abb. 5.135 Schematische Darstellung einer doppeltwirkenden Ziehpresse

Pressenstraße mit doppeltwirkender Ziehpresse (Abb. 5.138)

Bei doppeltwirkenden Ziehpresen werden sowohl der Blechhalterstöbel als auch der Ziehstöbel mechanisch angetrieben (Abb. 5.135).

Die Ruhelage des Blechhalters setzt sich bei einfacher Modellvorstellung aus drei hintereinander angeordneten Kurbeltrieben zusammen (Abb. 5.136). Dadurch ergibt sich keine exakte Ruhelage. Wird der Kraftverlauf des Blechhalters gemessen, so erkennt man die Schwankungen der Blechhalterkraft (Abb. 5.137). Durch Zwischenschaltung einer hydropneumatischen Ausgleichsvorrichtung (Blasenspeicher) in Reihe zur Überlastsicherung können diese Schwankungen kompensiert werden. Der Blechhalterantrieb wird in der Regel sehr weich gehalten. D.h. die vertikale Gesamtverlagerung $v_{\text{ges} z}$ ist relativ groß. Dadurch findet eine Kompensation der Kraftschwankungen statt. Zudem wird auf diese Weise die Blechhalterkraft nur geringfügig vermindert, wenn der Ziehstöbel durch den Tiefziehvorgang belastet wird.

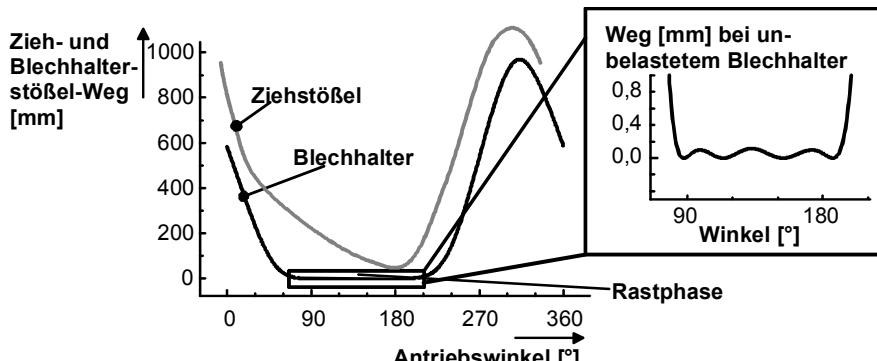


Abb. 5.136 Weg-Verlauf des Ziehstößels und des Blechhalterstößels einer doppeltwirkenden Ziehpresse

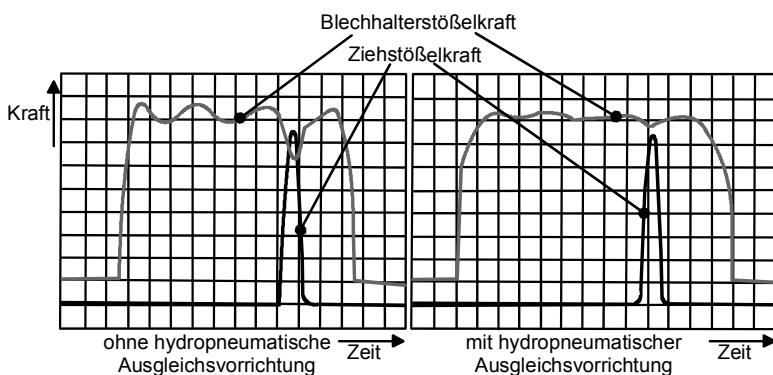


Abb. 5.137 Kräfte am Blechhalterstößel und am Ziehstößel

Der Ziehvorgang in der Kopfpresse wurde am Anfang der Entwicklung von Pressenstraßen grundsätzlich mit doppeltwirkenden Pressen durchgeführt.

Eigenschaften:

Durch das weiche Aufsetzen des Blechhalters wird der Schmierfilm kaum beschädigt und somit sind die Reibkräfte im Flanschbereich klein. Dies führt zu verbesserten Ziehverhältnissen. Weiterhin werden durch das weiche Aufsetzen des Blechhalters keine partiellen Beschädigungen der Blechoberfläche hervorgerufen. Damit ist diese Technik geeignet für die Fertigung von Außenhautteilen.

Insbesondere bei größeren Teilen nimmt der Reibungsanteil an der Gesamtkraft exponentiell zu, d.h. doppeltwirkende Pressen waren prädestiniert für die Herstellung großflächiger Teile. Durch den zweiten Antrieb ist eine doppeltwirkende Presse vergleichsweise teuer. Die Werkstückwendevorrichtung nach der Kopfpresse (Abb. 5.134, oben) begrenzt bei großflächigen Teilen die Ausbringung der Pressenstraße und erhöht die Aufstellfläche, sie ist jedoch erforderlich, um:

- auf den einfachwirkenden Folgepressen weitere Tiefziehoperationen zu ermöglichen,
- Beschädigungen der Werkstückoberflächen beim Transport in der Presse und beim Zentrieren zu vermeiden,
- in den Folgestufen ein einfaches Auswerfen der Werkstücke ohne zusätzliche Stickstofffedern o.ä. zu ermöglichen,
- die Zentrierung des Werkstücks in den Folgestufen zu verbessern,
- die Schneidmesser in den Folgestufen niedriger aufbauen zu können.

Pressenstraßen mit einfachwirkender Ziehpresse (Abb. 5.139)

Die doppeltwirkenden Pressen wurden seit Mitte der 80'er Jahre immer mehr durch einfachwirkende Pressen mit Ziehkissen abgelöst. Abb. 5.139 zeigt eine modernisierte mechanische Pressenstraße mit einfachwirkender Kopfpresse und Feedern zum Werkstücktransport zwischen den Pressen.

Eigenschaften:

- im Allgemeinen kostengünstiger als doppeltwirkende Pressen, aber wegen der heute aufwendigen Ziehkissentechnik (Mehrpunkt-, Vielpunktziehkissen, vorbeschleunigter Ziehapparat) unter Umständen schon Kostengleichheit gegenüber doppeltwirkenden Pressen,
- kein Wenden der Teile erforderlich,
- vergleichsweise stoßbehaftetes Schließen der Werkzeuge (ohne vorbeschleunigten Ziehapparat), dadurch ggf. Beschädigung von Schmierfilm und Blechoberfläche (deshalb meist keine Verwendung für großflächige Außenteile, sondern für klein- und mittelgroße Karosserieteile).

Vorbeschleunigter Ziehapparat bei einfachwirkenden Pressen

Um großflächige Teile und Teile mit hoher Oberflächenqualität ziehen zu können (Merkmale der doppeltwirkenden Ziehpresse) war es erforderlich, den Auftreffstoß beim Schließen der Werkzeuge der einfachwirkenden Presse möglichst stark zu verringern.

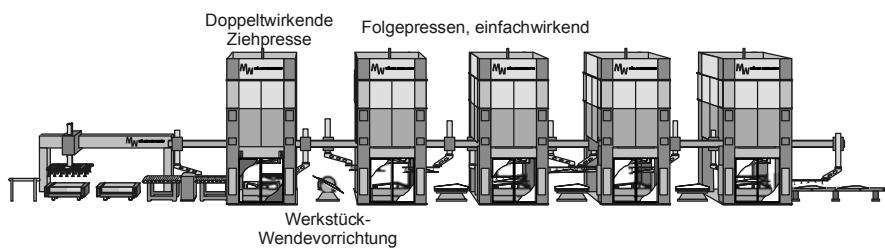


Abb. 5.138 Pressenstraße mit doppeltwirkender Kopfpresse und Feedern für Blechteile-transport (Quelle: Fa. MüllerWeingarten)

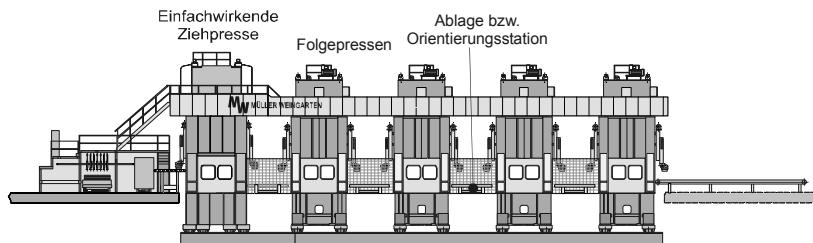


Abb. 5.139 Pressenstraße mit einfachwirkender Kopfpresse und Feedern für Blechteiletransport (Quelle:Fa. MüllerWeingarten)

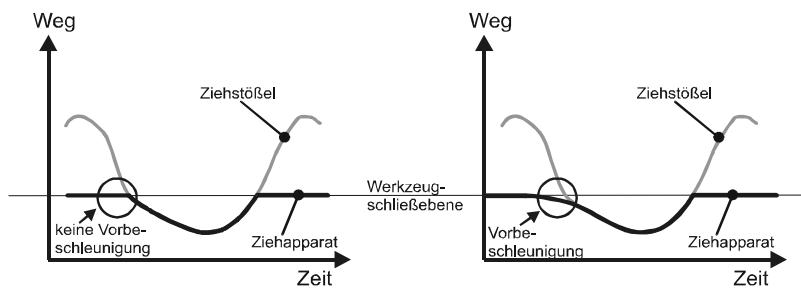


Abb. 5.140 Vergleich der Weg-Zeit-Verläufe von Ziehstößel und Ziehapparat bei konventionellen und vorbeschleunigten Ziecheinrichtungen

Neben dem bewährten Gelenkantrieb bei Karosseriepressen, der ohnehin den Auftriebstoß vermindert, geschah dies durch die Entwicklung des vorbeschleunigten Ziehapparats.

In Abb. 5.140, rechts ist deutlich zu erkennen, dass sich der vorbeschleunigte Ziehapparat allmählich an den Weg-Zeit-Verlauf des Stößels anschmiegt. Dies entspricht dem weichen Schließvorgang der Werkzeuge bei doppeltwirkenden Ziehpressen.

Bei dem in Abb. 5.140, links gezeigten konventionellen Verlauf tritt dagegen ein vergleichsweise hartes Schließen der Werkzeuge auf.

Aus diesen Gründen wurde die in Abb. 5.141 dargestellte Großteil-Transferpresse mit vorbeschleunigtem Ziehapparat eingeführt.

Ausgerüstet mit moderner Transfertechnik erreichen Kompakt-Presenstraßen heutzutage Produktionsleistungen, die im Bereich der Großteil-Saugertransferpressen liegen. Bei Kompakt-Presenstraßen entfallen die üblichen Orientierungsstationen, da notwendige Lageveränderungen der Teile direkt über die Saugerbalken des Transfersystems ausgeführt werden. Dadurch ist die kompakte Bauweise der Presenstraßen möglich.

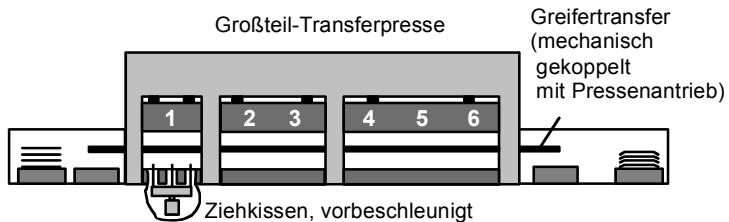


Abb. 5.141 Großteil-Transferpresse mit einfachwirkender Ziehpresse (nach /Hof95/)

5.5.1.3 Großteil-Greifer-Transferpressen

Greifer-Transferpressen stellen den nächsten Entwicklungsschritt bei Pressenanlagen zur Herstellung von Karosserieteilen dar /Hof95/. Sie wurden in Deutschland von der Fa. Schuler Mitte der 70' er Jahre eingeführt.

Einsatzbereich:

- Fertigung mittelgroßer Teile (vgl. Abb. 5.133, Mitte),
- wirtschaftliche Fertigung auch kleiner Losgrößen durch automatisierten Werkzeugwechsel inkl. Greifelementen (kurze Rüstzeiten),
- Hubzahlbereich 12–16 Hübe/min

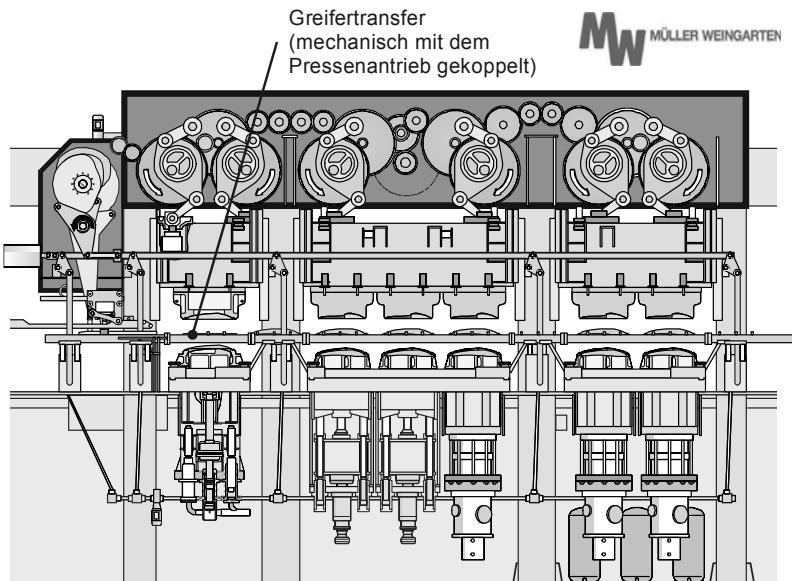


Abb. 5.142 Beispiel einer Greifer-Transferpresse mit einfachwirkender Ziehpresse (Quelle: MüllerWeingarten)

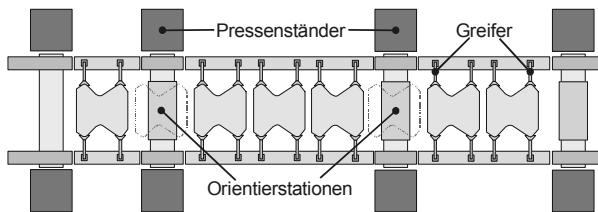


Abb. 5.143 Schematischer Aufbau des Greifertransfermechanismus der Großteil-Transferpresse in Abb. 5.142 (Quelle: MüllerWeingarten)

Aufbau von Großteil-Transferpressen mit einfachwirkenden Ziehpressen

Die sechs Stufen des Werkzeugesatzes einer Greifer-Transferpresse können beispielsweise auf drei Stößel verteilt sein, so dass sich eine Presse mit 4-Ständer-Anordnung ergibt (Abb. 5.141, Abb. 5.142).

Die Ziehstufe ist von den Folgestufen getrennt unter dem ersten Stößel angeordnet. Diese Separierung einer Stufe ist sinnvoll, wenn im Vergleich zu den Folgestufen hohe Umformkräfte auftreten.

Dies ist dann der Fall, wenn am Ende des Tiefziehvorgangs große Prägekräfte notwendig sind. Bei einem gemeinsamen Stößel würde diese Kraft außermittig angreifen und zu einer verstärkten Kippung führen.

Eigenschaften:

- höherer Teileausstoß verglichen mit Pressenstraßen durch:
 - verringerten Transferweg der Blechteile,
 - mechanische Kopplung aller Stößelbewegungen durch gemeinsame Kurbelwelle,
- zuverlässiger Transport durch mechanische Kopplung der Transferbewegungen mit der Antriebswelle (Abb. 5.142, Abb. 5.143)
- aktuell häufiger Einsatz elektrisch betätigter und synchronisierter, d.h. mechanisch von der Antriebswelle und untereinander unabhängiger, Transfersysteme,
- bei Störungen an einer Stufe können die anderen Stufen nicht weiter betrieben werden (im Gegensatz zur konventionellen Pressenstraße nach Abb. 5.139),
- Probleme beim Transport großflächiger, labiler Blechteile mit den Greifern.

5.5.1.4 Großteil-Sauger-Transferpressen

Seit Ende der 80'er Jahre bekannte Sauger-Transferpressen verbinden die Prinzipien von Pressenstraßen und Greifer-Transferpressen /Sch92/ (Abb. 5.144)

- ein Stößel für jede Werkzeugstufe (Prinzip: Pressenstraßen),
- mechanische Koppelung aller Stößelantriebe und des Transferantriebs über die Antriebswelle (Prinzip: Greifer-Transferpressen).
- heute häufig servoelektrische Transferantriebe

Einsatzbereich:

- wirtschaftliche Herstellung sehr großer Blechteile, z.B. PKW-Seitenwandteilen, Bodenblechen, Dächern von Kleinbussen etc.,
- Fertigen von mittelgroßen Doppelteilen,
- zuverlässiger Transport labiler Blechteile durch Saugertraversen (Abb. 5.145).

Ablauf des Werkstücktransfers (Abb. 5.145):

Die sich quer zur Durchlaufrichtung erstreckenden Saugertraversen sind in zwei Gruppen mit voneinander unabhängigen Bewegungsabläufen angeordnet. Sie erlauben das Halten des Teils sowohl in der Werkstückmitte als auch mittels Rahmen an den Seiten. Die Traversen werden auf Laufschienen geführt, die sich rechts und links neben den Werkzeugen durch die Maschine erstrecken. Zwischen zwei Werkzeugstufen sind Zwischenablagen (Orientierungsstationen) angeordnet, deren Ausrichtung in bis zu fünf Achsen verstellbar ist.

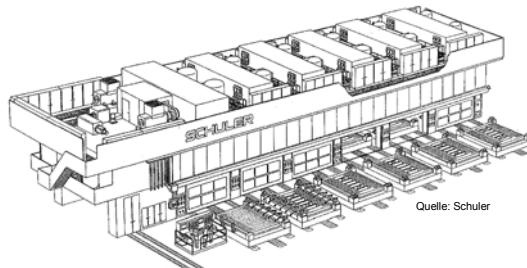


Abb. 5.144 Beispiel einer Großteil-Sauger-Transferpresse (nach /Sch93/)

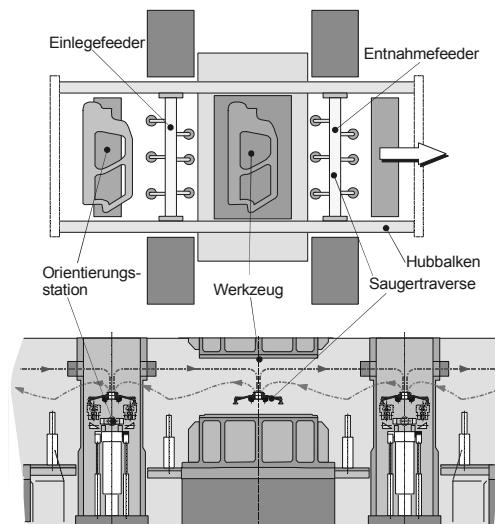


Abb. 5.145 Saugertransfermechanismus (Quelle: MüllerWeingarten)

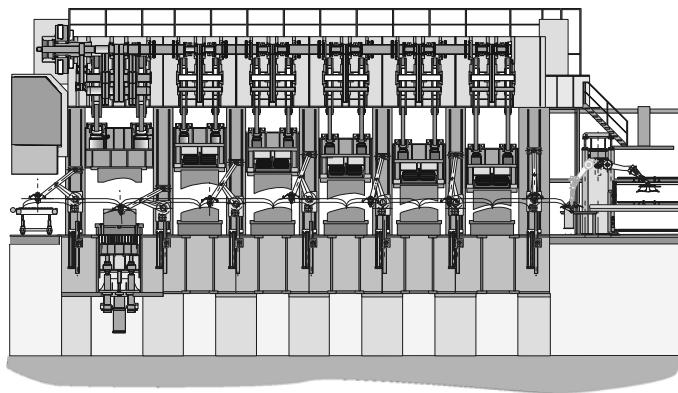


Abb. 5.146 Großteil-Kompaktsaugerpresse mit Schwingarm-Transfersystem
(Quelle: Müller Weingarten)

Die erste Saugergruppe (Entnahmefeeder) entnimmt die Werkstücke nach der Umformung und legt sie auf den Zwischenablagen ab. Die Zwischenablagen bringen die ankommenden Blechteile in eine für die nächste Umformstufe optimale Lage, so dass auf Schieberwerkzeuge evtl. verzichtet werden kann. Die zweite Saugergruppe (Einlegefeeder) nimmt die Werkstücke von der Zwischenablage auf und übergibt sie an die nächste Umformstufe.

Eigenschaften:

- Sauger ermöglichen zuverlässigen Transport großflächiger, labiler Blechteile (Abb. 5.145, oben),
- separater Stößel für jede Bearbeitungsstufe, dadurch geringe Wechselwirkungen zwischen den Bearbeitungsstufen und vereinfachte Einarbeitung neuer Werkzeuge,
- Verkürzung des Transferschritts durch Orientierstationen ermöglicht Hubzahl erhöhung,
- vereinfachte Werkzeuggestaltung durch optimierte Teilelage,
- Verkürzung der Rüstzeiten durch automatischen Wechsel der Werkzeuge mit Saugerrahmen und Teileablagen,
- deutlich erhöhte Produktivität gegenüber Pressenstraßen,
- Saugertraversen können nur gruppenweise gemeinsam bewegt werden,
- alle Bewegungen werden durch mechanische Getriebe von der Hauptantriebswelle abgeleitet,
- Bewegungsablauf einzelner Saugertraversen kann nicht werkzeugspezifisch angepasst werden. Seit Neuestem wird deshalb auch ein Sauger-Transferpressenkonzept mit Schwingarmsaugern (Abb. 5.146) eingesetzt.

Großteil-Kompaktsaugerpresse mit Schwingarmsaugertechnik

Aufbau:

Bei der in Abb. 5.146 dargestellten Presse wird die bewährte Pressenstruktur mit einem separaten Stößel für jedes Werkzeug und einem gemeinsamen Antrieb aller

Stöbel beibehalten. Ein elektronisch gesteuertes Schwingarmsystem ermöglicht jeder Saugertraverse ein frei programmierbares Bewegungsprofil. Die Schwingarme sind an den Ständern vertikal beweglich gelagert und ermöglichen den Werkstücktransport ohne die Verwendung einer Zwischenablage direkt von Werkzeugstufe zur Werkzeugstufe. Die Stöbellagen sind zeitlich gegeneinander verschoben (um 30° Kurbelwelle), dadurch wird die Transportzeit optimiert und die Ausbringung erhöht sich.

Eigenschaften:

- Es erfolgt eine freie Anpassung der Transferbewegung in jeder Werkzeugstufe.
- Die Tooling-Kosten verringern sich durch den Wegfall der Zwischenablagen und die Halbierung der Saugerbalkenanzahl.
- Moderne Schwingarm-Transfersysteme verfügen über sechs Achsen zur Lageveränderung der Teile und damit über die höchste Bewegungsflexibilität bei Transfersystemen.

5.5.2 Schnellläuferpressen/Stanzautomaten

Zum Scherschneiden von Blech werden weggebundene und teilweise auch hydraulische Pressen eingesetzt. Hydraulische Pressen werden beispielsweise zum Ausstanzen von Platinen für den Karosseriebau verwendet. Bei kleineren Teilen werden wegen der sehr hohen Hubzahlen (mehr als 1.200 Hübe/min) mechanische Pressen eingesetzt. In Abb. 5.147 ist eine Schneideanlage mit einer mechanischen Schnellläuferpresse dargestellt.

Einsatzgebiete:

- Scherschneiden von Blech, z.B. Rotor- und Statorbleche für Elektromotoren, Lead-Frames für die Elektronikindustrie, allgemeine Stanzeile,
- Schneidoperationen in Folgeverbundwerkzeugen mit Werkstücktransport am Blechstreifen in Kombination mit Biege- oder Prägeoperationen.

Aufbau und Eigenschaften von Schnellläuferpressen:

- Schnellläuferpressen werden aufgrund geforderter Maschinengenauigkeiten meist in O-Gestellbauweise als Doppelständer-, Vierständer- oder Viersäulenpresse mit Überflur- und selten als Unterflurantrieb ausgeführt,
- Pressenständer werden in Monoblock-Gusskonstruktion oder geteilter Bauart mit Zugankern ausgeführt,
- Hubhöhe beträgt wenige Millimeter, z.B. $H = 10 \text{ mm}$ (Schneidoperationen) bis $H = 75 \text{ mm}$ (Schneid- und Biegeoperationen),
- Hubzahlbereich von 200 bis über 1.200 Hübe/min.,
- dynamischer Massenausgleich für rotatorische und oszillierende Massen,
- zur Kompensation der Folgen der Massenkräfte für das Werkzeug bei hohen Hubzahlen wird eine Eintauchtiefenregelungen verwendet,
- thermostabile Konstruktion für konstante Eintauchtiefe und Führungs-

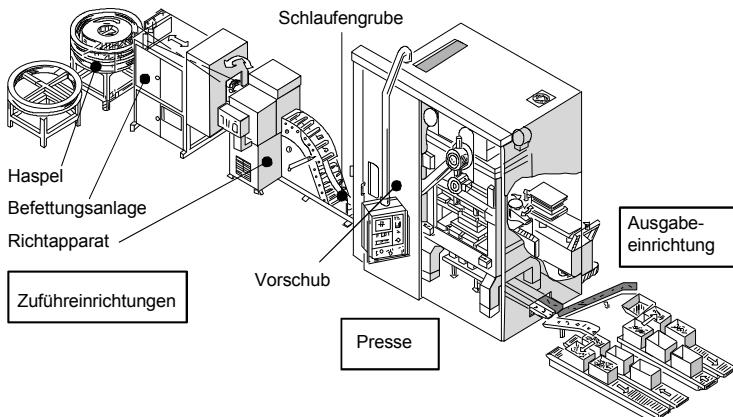


Abb. 5.147 Schneideanlage mit mechanischer Schnellläuferpresse

genauigkeit,

- vorgespannte 8-fach Rollenführung bei Pressen mit Oberflurantrieb,
- um erforderliche hohe Führungsgenauigkeit des Stößels zu realisieren, werden bevorzugt vorgespannte Rollenwälzführungen oder Profilschienenführungen eingesetzt.

In Abb. 5.148 ist die Bewegung des Stößels gegenüber dem Pressentisch für Pressen mit unterschiedlichen Führungen verglichen.

Lage des Kippdrehpunktes des Stößels zur Werkzeugschließebene

Bei Kippbewegungen des Stößels gegenüber dem Pressentisch dreht sich der Stöbel um den so genannten Kippdrehpunkt. Je weiter dieser von der Werkzeugschließebene entfernt ist, desto größer ist die horizontale Verlagerung $v_{ges,x}$ in der Werkzeugschließebene.

Einfluss der Schnittgeschwindigkeit

Beim Scherschneiden mit unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten ändert sich in relativ kleiner Größenordnung die erforderliche Schneidkraft und im Gegensatz dazu teilweise in erheblichem Maße die Qualität der geschnittenen Teile.

Schneiden mit geringeren Schnittgeschwindigkeiten:

Bei Schnittgeschwindigkeiten bis zu 0,1 m/s können die erforderlichen Schneidkräfte nach der Formel $F_{S,Max} = c \cdot R_m$ berechnet werden (vgl. Kap. 3.10). In Abb. 5.149 ist zu erkennen, dass die Schnittgeschwindigkeit abhängig vom Kurbelwinkel veränderlich ist. Beim Aufsetzen auf die Blechoberfläche beträgt die Schnittgeschwindigkeit rechnerisch zum Beispiel 0,1 m/s, wenn die Blechdicke 1,5 mm, die Eintauchtiefe 1,0 mm, der Stöbelhub 20 mm und die Hubzahl 150 min⁻¹ beträgt.

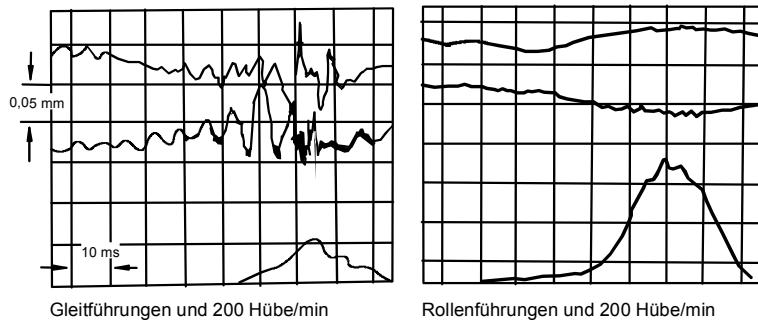
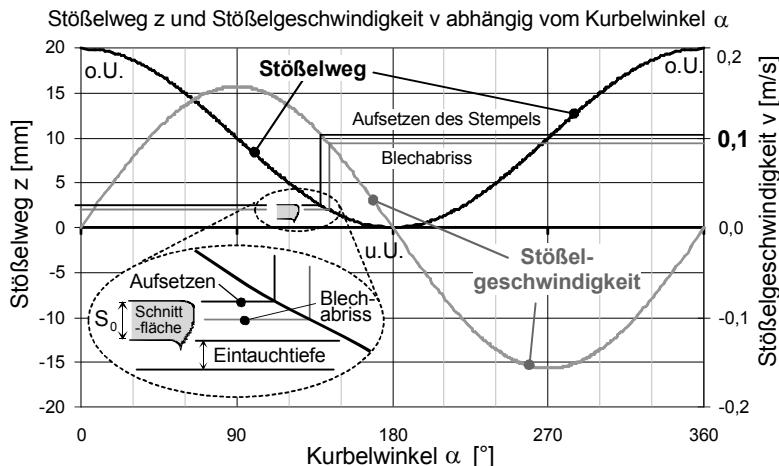


Abb. 5.148 Relativbewegung des Stößels gegenüber dem Pressentisch

Abb. 5.149 Stößelweg z und Stößelgeschwindigkeit v über Kurbelwinkel α

Schneiden mit höheren Schnittgeschwindigkeiten:

Bei Schnittgeschwindigkeiten oberhalb 0,1 m/s nimmt die Schneidkraft infolge Kaltverfestigung je nach Werkstoff um bis zu ca. 8 % zu. Die Schnittflächenqualität ändert sich nicht wesentlich.

Hochgeschwindigkeitsscherschneiden HGSS:

Bei sehr hohen Schnittgeschwindigkeiten kommt es während des Schneidvorgangs zu einer sehr starken Wärmeentwicklung die wesentlich schneller entsteht, als der Wärmeabfluss über das Werkstück erfolgen kann. Dieses adiabatische Verhalten führt zu einer deutlichen Verbesserung der Schnittflächenqualität und zu einer geringen Reduzierung der maximalen Schneidkraft. Bei weiterer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit kann die Schnittflächenqualität wieder sinken. Unter Umständen, weil der lokal begrenzte Temperaturanstieg so groß wird, dass Umformbedingungen vorliegen wie bei der Halbwarmumformung. Dies ist auch daran erkennbar, dass der Glattschnittanteil deutlich zunimmt.

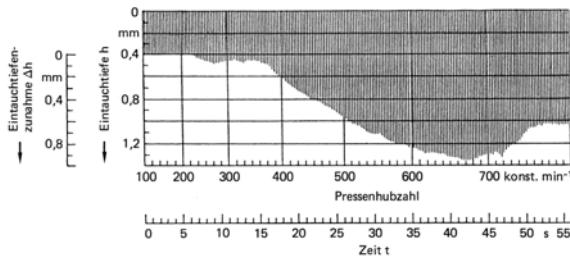


Abb. 5.150 Eintauchtiefe ohne Regelung

Eintauchtiefenregelung

Durch eine Eintauchtiefenregelung kann der Verschleiß von Schneidwerkzeugen, reduziert werden. Die Eintauchtiefe wird hauptsächlich durch zwei Ursachen verändert.

Schnittschlag:

Innerhalb des Schneidprozesses kommt es nach dem Blechabriß (vgl. Kap. 3.10) zur schlagartigen Entlastung der Schneidpresse.

Das Überschwingen des Stößels über den unteren Umkehrpunkt hinaus erhöht die Eintauchtiefe des Schneidstempels und führt zu erhöhtem Mantelflächenverschleiß.

Massenkräfte:

Durch die Massenkräfte ändert sich bei erhöhten Hubzahlen die Belastung im Antriebsstrang (Umklappen der Lagerspiele) zum Beispiel von Druck auf Zug (Kurbelwinkel $\alpha > 90^\circ$). Durch den Wechsel von Druck- zu Zugkräften kommt es zu einer Verformung aller am Kraftfluss beteiligten Elementen (Pleuel längen sich etc.) und somit zu einer Verschiebung des u.U. nach unten. Unmittelbar nach Ende des Schneidvorgangs wird der Antriebsstrang durch die Massenkraft auf Zug beansprucht. Der Stöbel taucht umso tiefer in die Matrize ein, je höher die Hubzahl und je geringer die Steifigkeit in vertikaler Richtung ist.

Das Anfahren von Schnellläuferpressen erfolgt in der Regel bei relativ kleinen Hubzahlen. Entsprechend klein ist die Eintauchtiefe des Stempels in das Blech (Matrize). Mit hohen Hubzahlen nimmt die Eintauchtiefe zu. Um das Eintauchen des Schneidstempels durch den Schnittschlag und das Durchfallen des Schneidstempels auf Grund der Massenkräfte bei hohen Hubzahlen zu reduzieren, verfügen moderne Schnellläuferpressen über eine Eintauchtiefenregelung.

Das Regelsystem erfasst die Zunahme der Eintauchtiefe und der Abstand zwischen Stöbel und Tisch wird mittels der Stöbelverstellung erhöht, so dass die erforderliche minimale Eintauchtiefe eingehalten wird (vgl. Abb. 5.150 und Abb. 5.151). Man kann erkennen, dass die Regelung in einzelnen Schritten erfolgt.

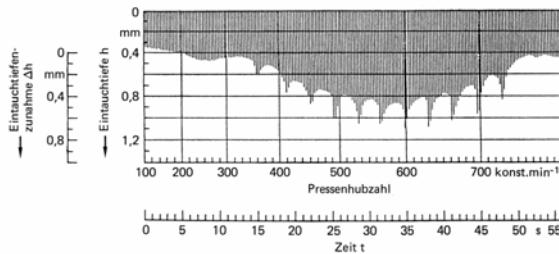


Abb. 5.151 Eintauchtiefe mit Regelung

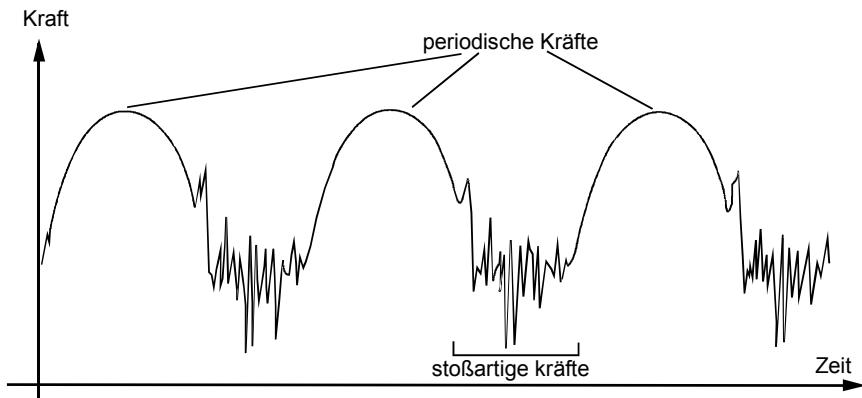


Abb. 5.152 Kraftwirkung beim Schneiden mit Schnellläuferpressen

Fundamentierung

Durch die Be- und Entlastung von Umformmaschinen kommt es zu unerwünschten Schwingungen des Hallenbodens. Bei Schnellläuferpressen wird unterschieden zwischen:

- stoßartigen Kräften, die auf Grund des Durchfallens des Stößels entstehen und
- periodischen Kräften, resultierend aus der Kinematik der Presse und der Massenträgheit. Abb. 5.153

Die Kräfte steigen mit der Hubzahl der Presse an.

Häufig werden zur Dämpfung der von Schnellläuferpressen in den Boden eingeleiteten Kräften Feder- und Dämpferelemente verwendet. Eine Maschine, die gedämpft-federnd aufgestellt ist, kann als Einmassenschwinger modelliert werden. Maschinenschwingungen können in Abhängigkeit der Dämpfung, der Erregerfrequenz und der Eigenfrequenz auch verstärkt werden, d.h. das Verhältnis von resultierender Kraft zu Erregerkraft (Übertragungsfaktor V_F) ist größer als eins. Die Gründung sollte so ausgelegt werden, dass die Eigenfrequenz des Systems ausreichend weit über oder unter der Erregerfrequenz liegt, um hohe Schwingungsamplituden zu vermeiden.

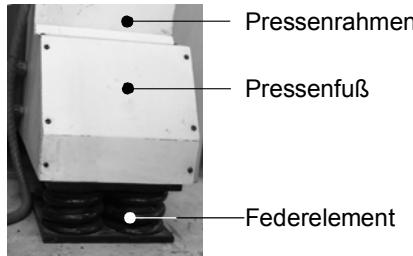


Abb. 5.153 Feder-Dämpferelement

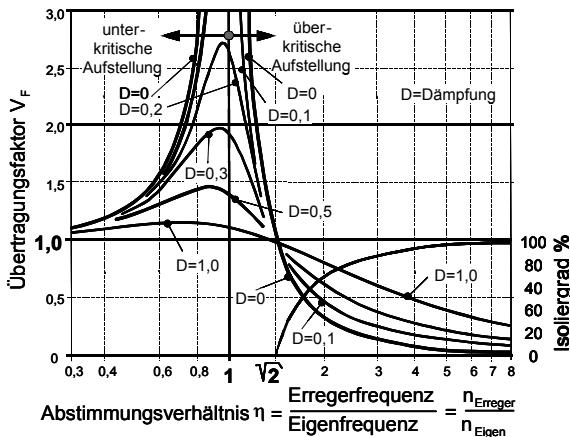


Abb. 5.154 Resonanzkurve und Isoliergrad

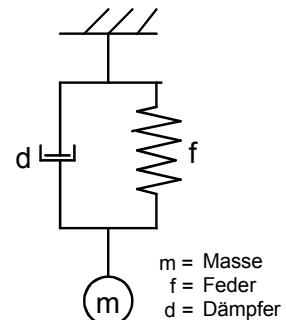


Abb. 5.155 Einmassenschwinger

Isoliergrad

Wie in Abb. 5.154 gezeigt, ergibt sich bei dem Abstimmungsverhältnis $\eta = \sqrt{2}$ der Übertragungsfaktor $V_F = 1$. Das System befindet sich dann im Bereich der überkritischen Aufstellung. Mit weiter steigendem η nähert sich V_F asymptotisch dem Wert null. Demnach wird die auf das Fundament übertragene Kraft für $\eta > \sqrt{2}$ kleiner als die erregende Kraft. Die Isolierwirkung der Gründung kann in diesem Bereich durch den Isoliergrad I beschrieben werden. Der Isoliergrad I wird in Prozent angegeben und ist bei Vernachlässigung der Dämpfung wie folgt definiert:

$$I = (1 - V_F) \cdot 100\% = \left(\frac{\eta^2 - 2}{\eta^2 - 1} \right) \cdot 100\% \quad (5.126)$$

Bei der Auslegung einer Gründung für Pressen ist zu beachten, dass im Bereich $\eta = \sqrt{2}$ leichte Drehzahl Schwankungen der Maschine den Isoliergrad stark beeinflussen. Für z. B. $\eta = 2$ und eine Drehzahländerung von 10 % ändert sich I

um ca. 12 %. Von Anbietern entsprechender Feder- und Dämpferelemente wird empfohlen ein Abstimmungsverhältnis $\eta > 3$ zu realisieren /Ger02/. Das Abstimmungsverhältnis $\eta \approx 4$ stellt in der Praxis i. A. den maximal vorzusehenden Wert für η dar, weil das Verhältnis zwischen dem Aufwand für die Abstimmung, z.B. durch die Masse des federnden Materials, und der zu erwartenden Reduzierung der Schwingungsaplitude mit steigendem η ungünstig wird.

Für $\eta < \sqrt{2}$ sind die in das Fundament übertragenen Kräfte größer als die Anregungskräfte. Es liegt keine Isolierwirkung vor.

Überkritische Aufstellung von Pressen ($\eta > 1$):

Wird die Gründung so ausgelegt, dass die Eigenfrequenz n_{Eigen} unter der Erregerfrequenz $n_{Erreger}$ liegt, handelt es sich um eine überkritische Gründung. Dies wird durch weiche Federn und evtl. Zusatzmassen erreicht.

Im folgenden Beispiel soll eine Schneidpresse mit einem Eigengewicht von 10 t, einer Zusatzmasse von 25 t und einer Steifigkeit der Federn $c = 20 \text{ kN/mm}$ mit Hubzahlen zwischen $n = 700 \text{ min}^{-1}$ und 900 min^{-1} betrieben werden. Die Dämpfung wird vernachlässigt. Zwischen Erreger- und Eigenfrequenz besteht folgender Zusammenhang:

$$n_{Erreger} > 3 \cdot n_{Eigen}$$

Die Eigenfrequenz beträgt:

$$n_{Eigen} = \frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{c}{m_{ges}}} = \frac{1}{2 \cdot 3,14} \cdot \sqrt{\frac{20 \cdot \left(\frac{1000}{0,001}\right)}{35.000}} \approx 3,8 \text{ Hz} \quad (5.127)$$

Die minimale Erregerfrequenz bzw. Arbeitsdrehzahl für die Presse ergibt sich zu:

$$n_{Erreger} > 3 \cdot n_{Eigen} \Rightarrow n_{Erreger} > 3 \cdot 3,8 \text{ Hz} \approx 685 \text{ min}^{-1} \quad (5.128)$$

Eigenschaften der überkritischen Aufstellung:

- Isolierwirkung vorhanden,
- Zusatzmasse verursacht Aufwand,
- bevorzugte Verwendung bei empfindlicher Nachbearbeitung oder in der Nähe erschütterungsempfindlicher Geräte wie Glühöfen, Schleifmaschinen, etc.

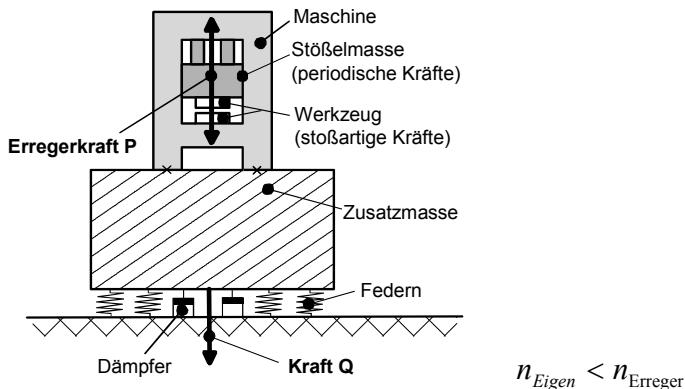


Abb. 5.156 Überkritische Aufstellung einer Schneidpresse

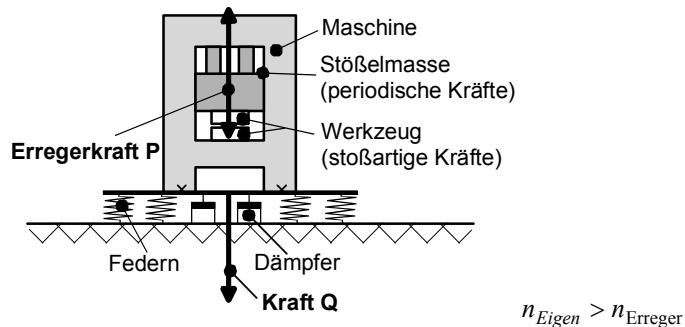


Abb. 5.157 Unterkritische Aufstellung einer Schneidpresse

Unterkritische Aufstellung von Pressen ($\eta < 1$):

Wird die Gründung so ausgelegt, dass die Eigenfrequenz n_{Eigen} oberhalb der Erregerfrequenz $n_{Erreger}$ liegt, handelt es sich um eine unterkritische Gründung. Dies wird ohne Zusatzmassen und mit harten Federn erreicht (Abb. 5.157).

Wie in Abb. 5.154 gezeigt, ist ein hohes Dämpfungsmaß vorteilhaft. Die Dämpfung ist von besonderer Bedeutung, wenn:

- technische Randbedingungen es nicht zulassen, dass die Eigenfrequenz des Systems deutlich kleiner als die Erregerfrequenzen ist, oder
- ein Frequenzgemisch aus deterministischen oder stochastischen Erregerschwingungen auftritt, dessen Frequenzband sowohl im Resonanz- als auch im Isolationsbereich des Systems liegt.

Die richtige Abstimmung des Systems ist immer ein Kompromiss zwischen geringer und hoher Dämpfung, und muss von Fall zu Fall entschieden werden.

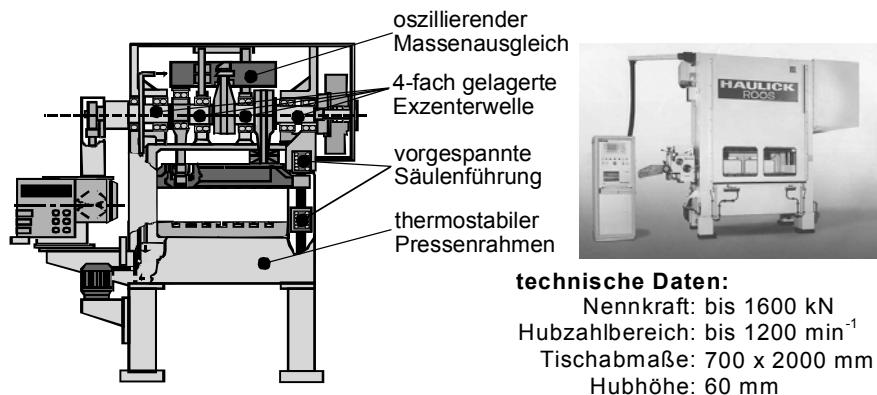


Abb. 5.158 Beispiel einer Exzenterpresse (Quelle: Haulick & Roos)

Eigenschaften der unterkritischen Aufstellung:

- Es werden nur Oberwellen oberhalb der kritischen Frequenz isoliert.
- Die Grundwelle (Maschinenhubzahl) und niedrige Frequenzen werden nicht isoliert, deshalb ist ein Massenausgleich an Maschinen vorteilhaft.
- Je höher die Eigenfrequenz des Systems gegenüber der Grundwelle ist, desto ruhiger steht die Maschine.

5.5.2.1 Beispiele von ausgeführten Schnellläuferpressen

Exzenterpressen

Schneidpressen werden häufig als Exzenterpressen ausgeführt. Mit diesen Maschinen sind Hubzahlen von mehr als 1.200 Hübe/min realisierbar, wobei ein vollkommen Massenausgleich erforderlich ist. Durch den kosinusähnlichen Stößelwegverlauf ist der Auf treffstoß im Vergleich zu Kniehebelpressen oder Pressen mit mehrgliedrigen Antrieben größer. Jedoch sind die Investitionskosten dieser Anlagen vergleichsweise niedrig.

Die Vorschubeinheit mechanischer Pressen lässt sich sehr gut mit der Hauptantriebswelle synchronisieren. Elektrische, von der Hauptwelle unabhängig angetriebene Vorschübe gewinnen zunehmend an Bedeutung.

Kniehebelpressen

Kniehebelpressen besitzen im Arbeitsbereich bedingt durch ihr Antriebskonzept eine grundsätzlich reduzierte Umformgeschwindigkeit gegenüber Exzenterpressen. Die erreichbaren Hubzahlen liegen in der gleichen Größenordnung. Häufiges Einsatzgebiet von Kniehebelpressen ist neben dem Schneidprozess der Prägeprozess. Charakteristisch für dieses Antriebskonzept ist ein gegenüber dem Exzenterantrieb geringerer Auf treffstoß durch die reduzierte Stößelgeschwindigkeit vor dem unteren Umkehrpunkt. Die Steifigkeitswerte dieser Pressen richten sich im Besonderen nach der Ausführung der Druckstelzen und des

Antriebs (Pleuel, Exzenter), wobei die Steifigkeit in Arbeitsrichtung bei gleicher Bauteilauslegung nicht so hoch ist, wie bei Exzenterpressen. Kniehebelpressen benötigen ein relativ kleines Kurbelmoment, um eine relativ große Nennkraft zu liefern. Hieraus resultiert, dass die Kupplung, die Bremse und der Wellendurchmesser relativ klein dimensioniert werden können.

Mehrgliedrige Antriebe

Schnellläuferpressen mit mehrgliedrigen Antrieben zeigen die Bilder Abb. 5.72, Abb. 5.160.

Durch mehrgliedrige Antriebe ist ein vollkommener Massenausgleich auch bei vom Exzenterantrieb abweichenden Kinematiken möglich. Mehrgliedrige Antriebe erlauben eine verminderte Stößelgeschwindigkeit im Arbeits- und Umformbereich. Das Aufsetzen des Stößels auf das Material kann noch weicher als bei Kniehebelpressen gestaltet werden. Die Verstellung der Hubhöhe ist stufenlos möglich wobei keine Verlagerungen des u.U. bei der Verstellung der Hubhöhe entstehen.

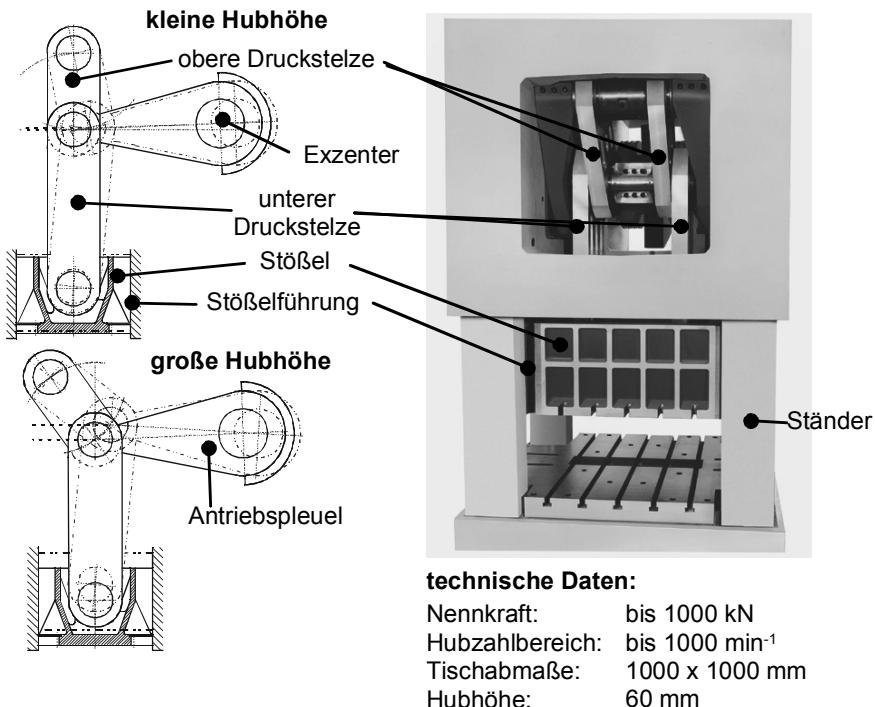


Abb. 5.159 Beispiel einer Kniehebelpresse (Quelle: mabu-pressen)



Abb. 5.160 Beispiele von Pressen mit mehrgliedrigem Antrieb

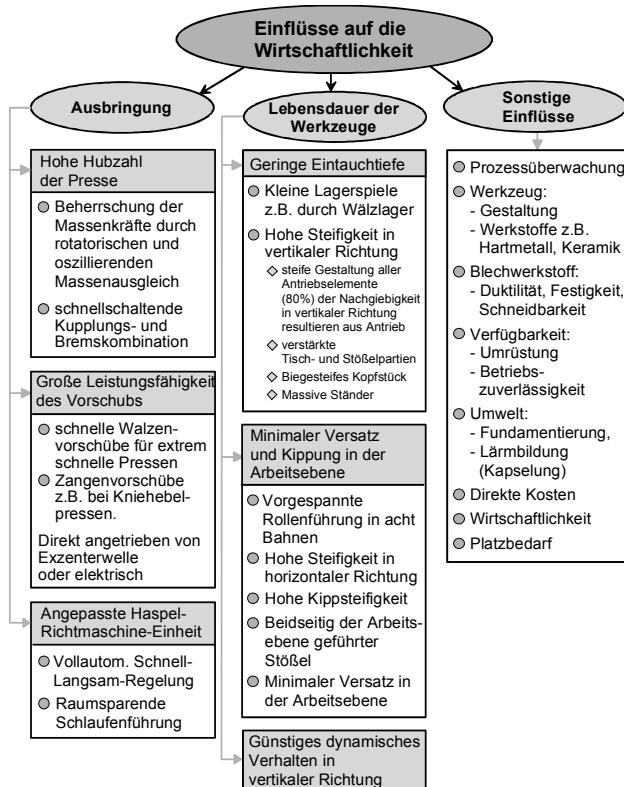


Abb. 5.161 Kriterien zur Auswahl von Schnellläuferpressen

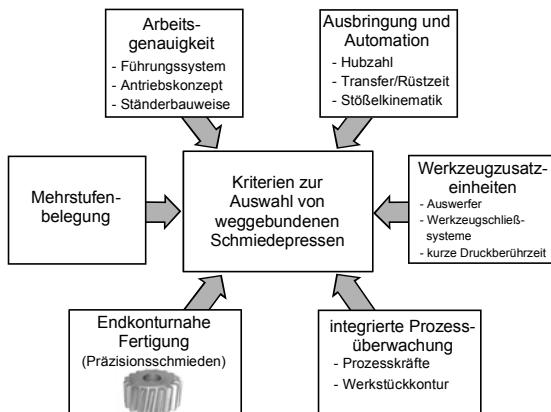
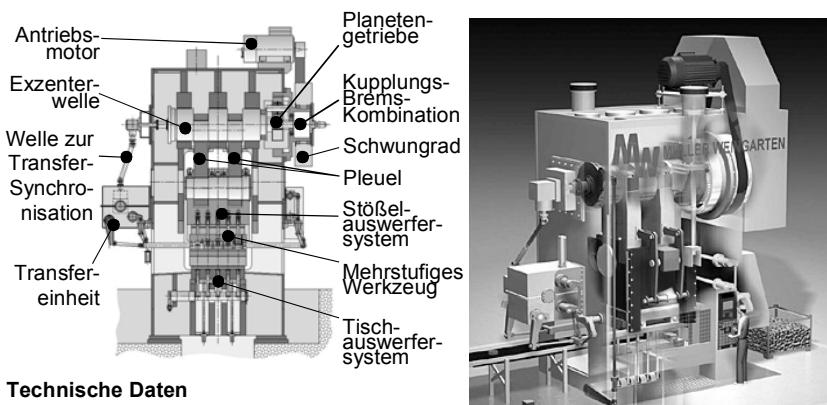


Abb. 5.162 Kriterien zur Auswahl von weggebundenen Schmiedepressen

Technologische und wirtschaftliche Anforderungen an Schnellläuferpressen, die bei der Beschaffung einer Maschine von Bedeutung sind, zeigt Abb. 5.161.

5.5.3 Weggebundene Schmiedepressen

Eine Möglichkeit, die Ausbringungsrate bei Schmiedeprozessen zu erhöhen, ist der Einsatz weggebundener Pressen. Diese sind in der Regel mit geringerem Aufwand automatisierbar, als energiegebundene Pressen. Dennoch ist z. B. bei großen Werkstückmassen der Einsatz energiegebundener Maschinen sinnvoll.



Technische Daten

- Nennkraft: 63 MN
- Hubzahlbereich: bis 110 min⁻¹
- Tischabmaße: 2200 x 2400 mm
- Hubhöhe: 420 mm

Abb. 5.163 Exzenter-Schmiedepresse (Quelle: Fa. Müller Weingarten)

5.5.3.1 Schmiedeexzenterpressen

Die am häufigsten eingesetzte Bauform weggebundener Schmiedepressen ist mit einem Exzenterantrieb ausgestattet.

Aufbau:

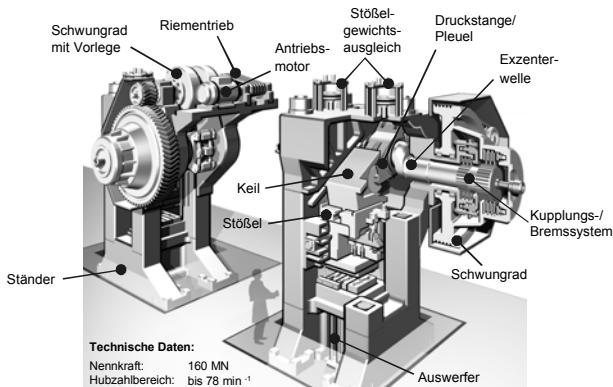
Der Kraftfluss verläuft von dem Antriebsmotor über das Schwungrad und die Kupplungs-Brems-Kombination auf die Exzenterwelle. Von dort aus wird die Kraft über das in der Regel breite Pleuel auf den Stößel übertragen.

Um bei durchlaufenden Pressen die Kupplung und Bremse klein dimensionieren zu können, werden heutzutage Komplettantriebe eingesetzt, die aus Schwungrad, Kupplungsbremskombination und Planetengetriebe bestehen (Abb. 5.91). Bei im Einzelhub betriebenen Maschinen werden weiterhin große hydraulische Kupplungen verwendet.

Bei der in Abb. 5.163 gezeigten Maschine handelt es sich um eine Zwei-Punktpresse, d.h., die Kraft wird durch zwei außenliegende Pleuel auf den Stößel übertragen. Die Stößelführung ist vergleichsweise lang ausgeführt, sie entspricht etwa der Stößelbreite. Die Nennkräfte ausgeführter Maschinen liegen im Bereich mehrerer MN (Beispiele: Müller Weingarten PK bis zu 63 MN; SMS Eumuco Maximapresse bis zu 125 MN).

Eigenschaften:

- einfache Automatisierbarkeit durch Kopplung des Transfers mit der Exzenterwelle, heutzutage werden überwiegend elektrisch betätigte Transfereinheiten eingesetzt,
- geringere Druckberührzeit durch hohe Hubzahl bis $n = 80 \text{ min}^{-1}$ und vergleichsweise hohe vertikale Steifigkeit,
- hohe Kippsteifigkeit und damit eine hohe Arbeitsgenauigkeit,
- annähernd um Faktor 8 längere Druckberührzeit als Schmiedehämmer (vgl. Kap. 5.2).



Quelle: SMS Eumuco

Abb. 5.164 Keilpresse (Quelle: SMS Eumuco)

5.5.3.2 Keilpressen

Zur Realisierung sehr hoher Umformkräfte bei gleichzeitig hoher vertikaler Steifigkeit der Maschine werden Keilpressen eingesetzt. Einsatzgebiet sind Prozesse, die hohe Umformkräfte erfordern, z. B. die Herstellung von Prägeteilen (Warm- und Kaltumformung).

Aufbau:

- Zum Antrieb des Stößels wird ein Keil zwischen den Maschineständer und den Stößel waagerecht eingeschoben.
- Der Keil ist großflächig und schafft dadurch eine sehr steife Verbindung zwischen Stößel und Ständer.
- Der Keil reduziert ein Kippen des Stößels deutlich gegenüber vergleichbaren Exzenterpressen durch eine große und breite Auflagefläche /Teu82/.
- Der Keil hat einen Steigungswinkel von ca. 30°.
- Der Keil wird mit Hilfe eines Exzenter- oder eines Hydraulikantriebs verfahren.
- Die stößelseitigen und tischseitigen Auswerfersysteme werden mechanisch oder hydraulisch betätigt.

Eigenschaften:

- um ca. 20 % höhere vertikale Steifigkeit als Schmiedeezxcenterpressen,
- Nennkraft bis zu 160 MN (SMS Eumuco),
- gute Automatisierbarkeit,
- hohe Hubzahl erreichbar,
- höhere Investitionskosten als Schmiedeezxcenterpressen,
- eher kleinerer Hub als bei Schmiedeezxcenterpressen.

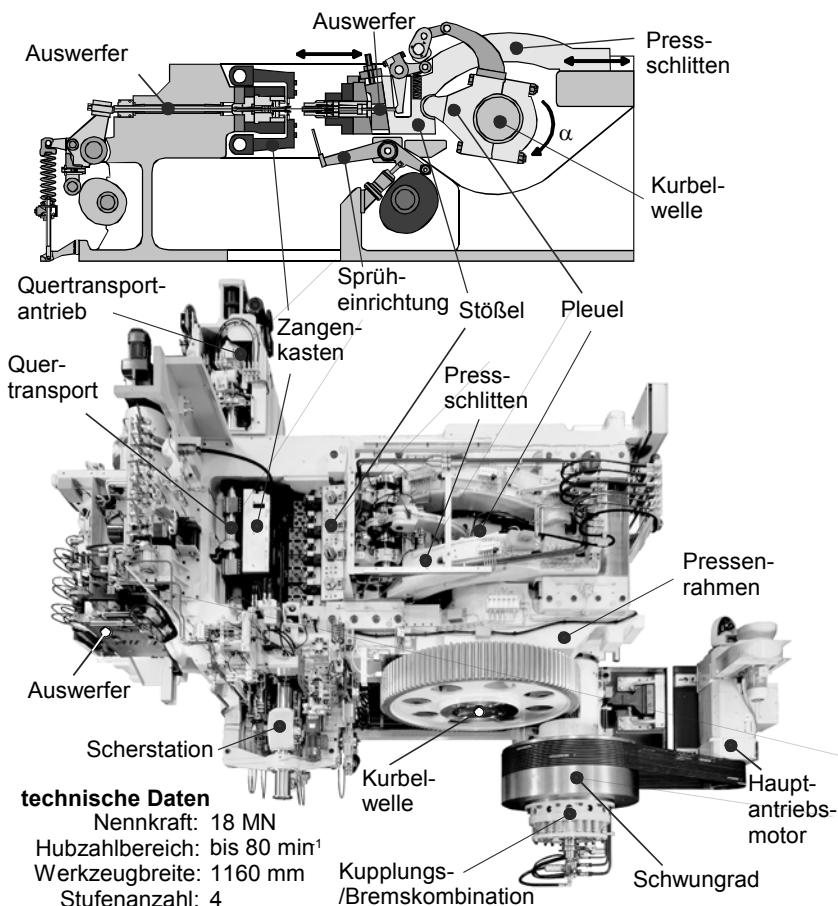


Abb. 5.165 Waagerecht-Schmiedepresse (Quelle: Hatebur)

5.5.3.3 Waagerecht-Schmiedepressen

Schmiedepressen können auch mit waagerechter Wirkrichtung ausgeführt werden. Diese Bauform wird zur Fertigung hoher Stückzahlen kleiner und mittelgroßer Teile, z. B. Lagerringe, Zahnräder, homokinetische Gelenke etc. eingesetzt.

Aufbau:

- Die Teile werden in 3–5 Stufen bei intensiver Schmierung und Werkzeugkühlung gefertigt.
- Der Teiletransfer zwischen den Stufen erfolgt durch einen mechanischen Quertransport.
- Die Halbzeuge werden als Stangenmaterial zugeführt und konduktiv erwärmt.

Die Rohteile werden durch Warmscheren abgetrennt.

- Das Auswerfen der Teile erfolgt durch kurvenscheibengesteuerte Auswerfer an Matrize und Stempel.
- Der Stöbel wird zusätzlich durch einen Pressschlitten geführt (erhöht die Steifigkeit quer zur Stöbelbewegung).

Eigenschaften:

- hohe Ausbringung (Hubzahl bis zu $n \approx 80 \text{ min}^{-1}$),
- größere Aufstellfläche als vertikale Schmiedepressen mit gleicher Nennkraft,
- Werkzeugwechsel aufwendiger als bei vertikal angetriebenen Schmiedepressen.

5.5.4 Pressen für die Kaltumformung

5.5.4.1 Allgemeines

Eines der besonderen Probleme bei Kaltumformprozessen ist die stark variierende Lebensdauer der Werkzeuge, insbesondere durch plötzliches Versagen (Bruch). Ursache hierfür ist zum einen die häufig extrem hohe Belastung der Werkzeuge. In vertikaler Richtung können bis zu 3000 N/mm^2 auftreten. Der für solche Zwecke oft verwendete Kaltarbeitsstahl 1.2379 hat im Härtebereich von 56–62 HRC eine Druckfestigkeit von ca. $2700\text{--}3100 \text{ N/mm}^2$. Die Werkzeuge sind somit extrem hoch vergütet und entsprechend spröde.

Wenn zu der hohen vertikalen Belastung noch eine Biegebelastung hinzu kommt, kann sehr schnell der Versagensfall eintreten. Selbst bei einer zentrischen Belastung der Maschine durch das Werkzeug kommt es auf Grund des Spiels in den Führungen zum einseitigen Anlegen des Stöbels an die Führungen. Das so entstehende Moment führt bereits zu einer Biegebelastung des Werkzeugstempels. Noch größer wird diese Zusatzbelastung, wenn mehrere Operationen auf der Maschine durchgeführt werden und die Gesamtkraft nicht zentrisch wirkt. Insofern ist ein besonderes Augenmerk auf die *Kippsteifigkeit* der Presse (Maschineneinfluss auf die horizontal wirkenden Kräfte im Werkzeug) zu lenken. Hier spielen viele Einflüsse eine Rolle:

- Länge der Führungen im Verhältnis zur Breite,
- Gestaltung der Führung, alle Elemente der Führung sollten auf Druck beansprucht werden,
- Geometrie der Ständer (steife Ständer verringern die Kippung des Stöbels),
- örtliche Verformung der Ständer, Verringerung z.B. durch lokale Verstärkung Geometrie des Kopfstücks und des Tisches,
- Höhe der Anfangskippung (s. Kap. 5.6.2.1).

Die Anfangskippung kann z.B. durch den Einsatz von vorgespannten Rollenführungen zwischen Stöbel und Ständer deutlich verringert werden. Bezuglich der vertikalen Steifigkeit der Presse sei auf Kap. 5.6.2.2 verwiesen. Maßgeblich für

die vertikale Steifigkeit ist die Gesamtsteifigkeit aus Werkzeug und Maschine. Da die Werkzeuge beim Kaltfließpressen im Vergleich zur Presse sehr viel weicher sind, ist die weitere Steigerung der vertikalen Steifigkeit der Presse im Vergleich zur Kippsteifigkeit nicht vordringlich.

Der Geschwindigkeitseinfluss ist ebenfalls von Bedeutung für den Kaltfließpressvorgang. Umfangreiche Untersuchungen liegen allerdings nicht vor. Es hat sich jedoch gezeigt, dass beim Prägen flacher Teile, z.B. Münzen, die Geschwindigkeiten des Stößels in der Umgebung des unteren Umkehrpunkts möglichst klein sein sollten. Dies wird durch den konventionellen oder modifizierten Kniehebelantrieb realisiert.

Hydraulische Pressen werden ebenfalls für das konventionelle Kaltfließpressen eingesetzt. Bei ihnen ist die Stößelkinematik frei einstellbar. Bei besserer Kenntnis des Geschwindigkeitseinflusses in den verschiedenen Phasen des Umformvorganges könnte diese Pressenart an Bedeutung gewinnen. Voraussetzung ist jedoch, dass die vertikale, vor allem aber die Kippsteifigkeit hydraulischer Pressen mit der von mechanischen vergleichbar ist.



Quelle: Schuler

Abb. 5.166 Für Kaltfließpressen mit Exzenterantrieb geeignete Fließpressteile



Quelle: Schuler

Abb. 5.167 Auf Kniehebelpressen gefertigte Teile

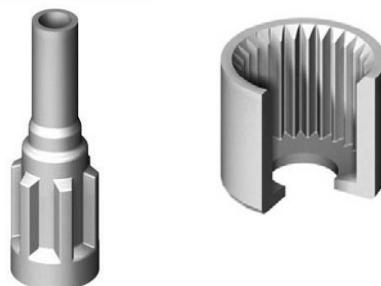


Abb. 5.168 Auf einer hydraulischen Presse hergestellte Verzahnungen (Quelle: Fa. Dold GmbH)

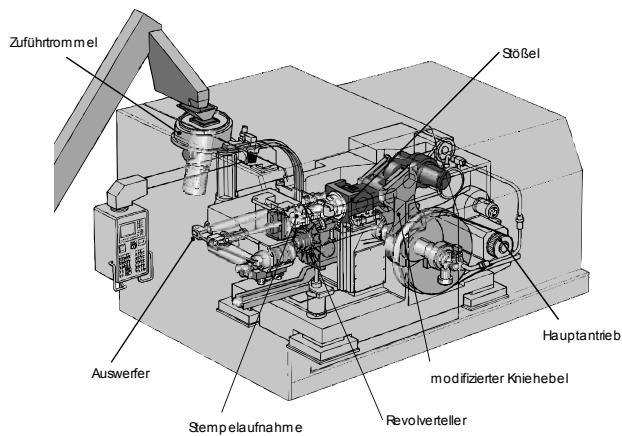


Abb. 5.169 Münzprägesresse mit Kniehebelantrieb in horizontaler Bauart

Zum Kaltfließpressen werden sowohl Maschinen mit Exzenterantrieb (Kap. 5.3.2.1), Kniehebelpressen (Kap. 5.3.2.2), Pressen mit modifiziertem Kniehebelantrieb (Kap. 5.3.2.3) und hydraulische Pressen (Kap. 5.4) eingesetzt. Eine Auswahl möglicher Kaltfließpressprodukte zeigen Abb. 5.166 bis Abb. 5.168.

5.5.4.2 Besondere Verfahren

Münzprägepressen

Für das Prägen von Münzen wird in der Regel eine Bauart von Pressen mit modifiziertem Kniehebelantrieb eingesetzt, bei der der Stempel horizontal angetrieben wird.

Die Nennkräfte betragen ca. 1000–2000 kN. Die Hubzahlen liegen zwischen 650 und 850 min⁻¹ (Fa. Schuler, /Sch96/). Abb. 5.172

Taumelpressen

Beim Taumelumformverfahren wird ein meist rotationssymmetrisches Oberwerkzeug um die senkrechte Achse gedreht, wobei die Symmetriearchse des Werkzeugs um bis zu 2° winkelig zur Senkrechten angeordnet ist. Hierdurch entsteht eine taumelnde Bewegung des Oberwerkzeugs, vergleichbar mit einem taumelnden Kreisel. Das Werkstück wird mit dem Unterwerkzeug von unten gegen dieses taumelnde Oberwerkzeug gedrückt. Während eines Hubs führt das Oberwerkzeug bis zu 500 Umdrehungen durch.

Die Umformkraft wirkt dabei nicht auf die gesamte Werkstückoberfläche, sondern nur auf einen Teilbereich (Abb. 5.171, inkrementelle Umformung). Dies verringert die Umformkraft erheblich.

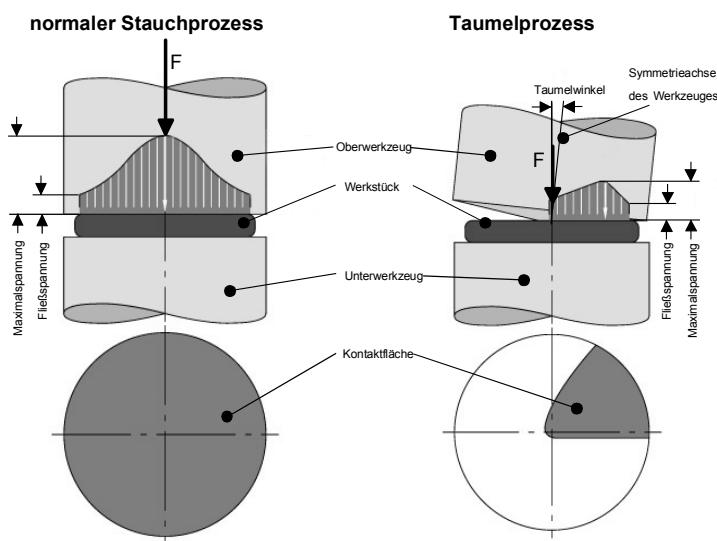
Eigenschaften:

- geringere Umformkraft als bei vergleichbaren Fließpressteilen (bis Faktor 10),
- hohe erreichbare Umformgrade gegenüber anderen Kaltumformverfahren (durch dreiachigen Druckspannungszustand),
- geringere Gesenkbelastung, höhere Standmenge (bei optimierten Rohlingen auch bei der taumelnden Herstellung von Kegelrädern),
- geringere Lärmentwicklung,
- Ausbringung ca. 10 Teile/min,
- Einschränkungen bei der Formgestaltung von Taumelteilen, kleines Teilespektrum,
- nur offene Gesenke einsetzbar.



Quelle: Schuler

Abb. 5.170 Münzprägeanstalt



Quelle: Schmid

Abb. 5.171 Taumelprozess /Sch03b/

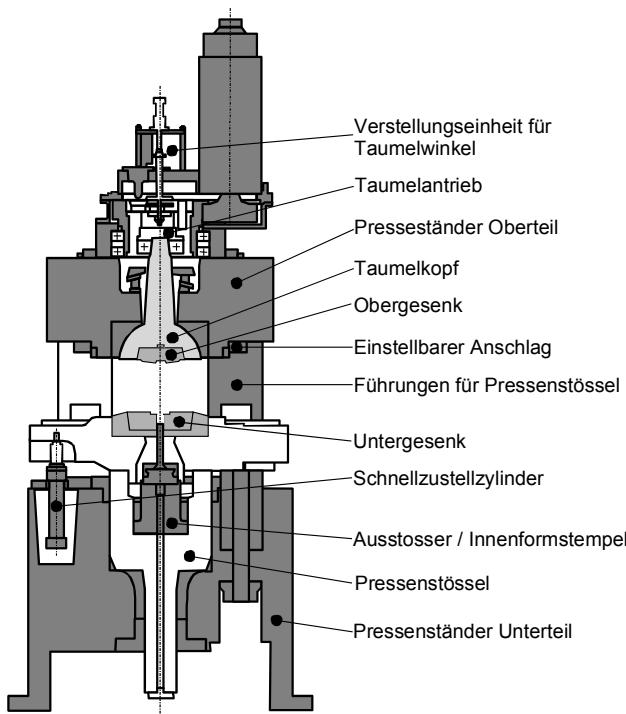


Abb. 5.172 Schematischer Aufbau einer Taumelpresse



Abb. 5.173 Taumelpresse und auf Taumelpressen hergestellte Teile

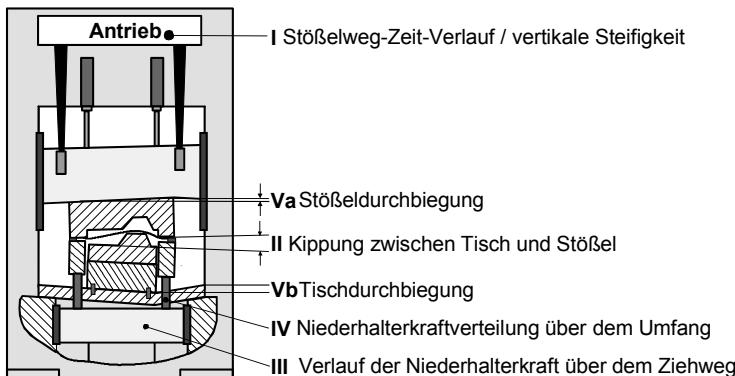


Abb. 5.174 Übergeordnete, maschinelle Einflussgrößen auf das Umformergebnis

Trotz der erwähnten Vorteile ist das Taumelpressen in der industriellen Praxis wenig verbreitet. Als Ursache können genannt werden /Hes02/:

- gegenüber anderen Umformverfahren relativ geringe Ausbringung,
- nur in ausgewählten Anwendungen mit komplexen Formen wesentliche wirtschaftliche und technische Vorteile gegenüber konventionellem Fließpressen oder anderen Verfahren,
- Unbekanntheit des Verfahrens.

5.5.5 Einarbeitungspressen

Es zeigt sich immer wieder, dass die auf den Einarbeitungspressen im Werkzeugbau zufriedenstellend arbeitenden Werkzeuge auf den Produktionspressen keine Guteile produzieren.

Ursachen hierfür sind die unterschiedlichen Eigenschaften der Maschinen bezüglich des Kippungs- und Auffederungsverhaltens sowie der Kinematik. Daher werden die Werkzeuge bei der ersten Montage in der Produktionspresse mechanisch nachbearbeitet und an die Maschine "angepasst" (Einarbeitung/Try-Out).

Um die Stillstandszeit der Produktionspresse hierfür möglichst gering zu halten, werden Einarbeitungspressen gebaut, die die wesentlichen Eigenschaften von Produktionspressen nachbilden /Har97/. Der Produktionsausfall für die Werkzeugeinarbeitung wird auf diese Weise minimiert.

Abb. 5.174 zeigt die übergeordneten maschinellen Einflussgrößen auf das Umformergebnis. Die nachfolgende Darstellung erläutert diese und zeigt Möglichkeiten auf, die Einflussgrößen zu verändern.

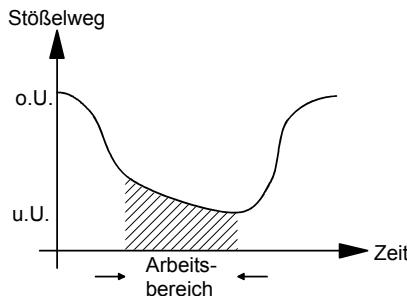


Abb. 5.175 Kinematik einer Presse mit Gelenkantrieb

I) Stößel-Weg-Zeitverlauf/vertikale Steifigkeit

Stößel-Weg-Zeitverlauf:

Die Stößel-Weg-Zeitverläufe der im Einsatz befindlichen Produktionspressen können aufgrund ihrer Antriebssysteme recht unterschiedlich sein. Abb. 5.175 zeigt den Stößel-Weg-Zeitverlauf einer einfachwirkenden, mechanischen Gelenk presse.

Im Umformbereich (Arbeitsbereich) nimmt die Stößelgeschwindigkeit deutlich ab. Dadurch wird der Auf treffstoß beim Schließen der Werkzeuge stark reduziert. Aus ziehtechnischer Sicht gibt es über den idealen Verlauf der Stößelgeschwindigkeit im Arbeitsbereich unterschiedliche Auffassungen.

Für das Einziehen des Flansches kann im Hinblick auf die Reduzierung der Reibungskräfte eine große Stößelgeschwindigkeit im Arbeitsbereich günstig sein. Mit hydraulischen Pressen lassen sich unterschiedliche Weg-Zeit-Charakteristika verwirklichen (Kap. 5.4).

Vertikale Steifigkeit:

Bei Schneidoperationen ist diese Maschineneigenschaft von großer Bedeutung für die Eintauchtiefe des Schneidstempels und damit für den Verschleiß des Schneid werkzeugs. Für Zieh- und Prägestufen einer Karosserie presse ist der Einfluss der vertikalen Steifigkeit eher untergeordnet.

II) Kippung zwischen Stößel und Tisch

Bei exzentrischer Belastung des Stößels kann eine deutliche Kippung des Stößels auftreten. Dies führt zu einer unterschiedlichen Niederhalterkraftverteilung. Eine lokale Verringerung der Niederhalterkraft, z.B. links von der Mitte, kann zu Falten führen (Abb. 5.176). Hingegen tritt auf der gegenüberliegenden Seite eine erhöhte Niederhalterkraft auf, wodurch ein Reißer entstehen kann. Durch den Einsatz von Stößelparallelhaltesystemen kann die Stößelkippung beeinflusst werden.



Abb. 5.176 Einfluss der Stößelkippung auf die Werkstückqualität

III) Verlauf der Niederhalterkraft über dem Ziehweg

Je nach Werkstück kann der ideale Verlauf der Niederhalterkraft über dem Ziehweg variieren. Im Allgemeinen wird eine konstante Niederhalterkraft eingestellt. Dies führt jedoch gegen Ende des Tiefziehprozesses zu einer Erhöhung der spezifischen Pressung, was für die Unterdrückung Falten 1. Art günstig ist.

Mit der geregelten Mehrpunktziehkissentechnik (Kap. 5.3.3.8) lassen sich verschiedene Niederhalterkraftverläufe über dem Umformweg realisieren.

IV) Verlauf der Niederhalterkraft über dem Umfang

Bei bestimmten Ziehteilgeometrien müssen an den flachen Seiten höhere Niederhalterkräfte als in den Ecken anliegen. Dies lässt sich mit Hilfe der Vielpunkttechnik in Zusammenwirkung mit Ziehwulsten realisieren.

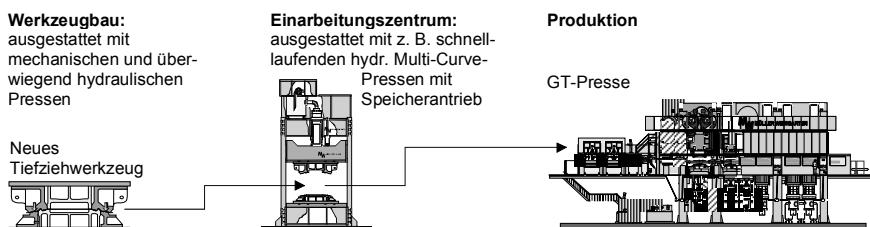


Abb. 5.177 Mögliche Vorgehensweise bei der Einarbeitung neuer Tiefziehwerkzeuge

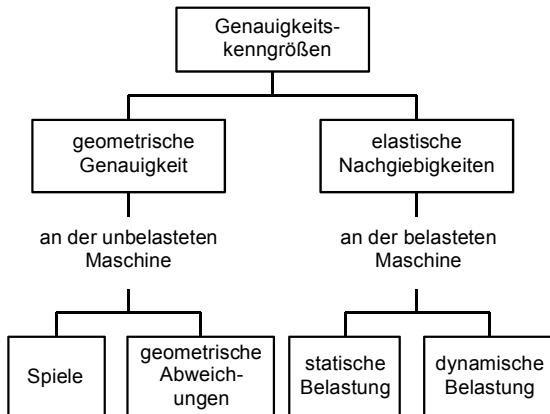


Abb. 5.178 Einteilung der Genauigkeitsgrößen

V) Tisch- und Stößeldurchbiegung

Bei Karosseriepressen ist die Durchbiegung von Tisch und Stöbel so groß, dass zweifelsohne ein Einfluss auf das Umformergebnis zu erwarten ist. Es ist vergleichsweise kompliziert, die Durchbiegung von Tisch und Stöbel zu beeinflussen.

Da das Maschinenverhalten der Einarbeitungspressen (überwiegend hydraulische Pressen) beim Werkzeughersteller im Hinblick auf die übergeordneten Einflussgrößen unterschiedlich ausfällt, kann nicht davon ausgegangen werden, dass die vom Werkzeugbauer eingearbeiteten (Tiefzieh-) Werkzeuge auf der Produktionspresse sofort Gutteile produzieren. Aus diesem Grunde werden Einarbeitungspressen auch vom Pressenbetreiber installiert (Abb. 5.177).

Bei den sogenannten hydraulischen Multi-Curve-Pressen mit Speicherantrieb kann der Stöbel-Weg-Zeitverlauf, der Verlauf der Niederhalterkraft über dem Umformweg und die Niederhalterkraftverteilung über dem Umfang an die Verhältnisse der Produktionspresse angepasst werden.

Auch die Stöbelkippung wird mit Hilfe von Parallelhaltesystemen beeinflusst. Wünschenswert ist eine Anpassung der Steifigkeitseigenschaften der Einarbeitungspresso an die Ziehstufe der nachfolgenden Produktionsanlage.

5.6 Genauigkeitskenngrößen von Umformmaschinen

Maßgebend für die Qualität der im Umformprozess entstehenden Teile ist das System aus Werkzeug, Werkstoff und der Umformmaschine. Zur Beschreibung der Eigenschaften von Umformmaschinen dienen Genauigkeitskenngrößen.

Notwendigkeit von Genauigkeitskenngrößen:

- Kriterien bei der Auswahl neuer Pressen,
- bei Abnahmever suchen können Genauigkeitskenngrößen ermittelt werden,
- Zustandsdiagnose von Umformmaschinen durch periodische Ermittlung der Genauigkeitskenngrößen,
- zielgerichtete Wartung,
- Auffindung von Störungsursachen in Streitfällen.

5.6.1 Geometrische Genauigkeit der unbelasteten Maschine

Die Prüfung der geometrischen Genauigkeit von unbelasteten mechanischen Ein- und Zweiständerpressen ist in DIN 8650 und DIN 8651 /DIN865/ in Form von Abnahmeverbedingungen definiert (Abb. 5.179).

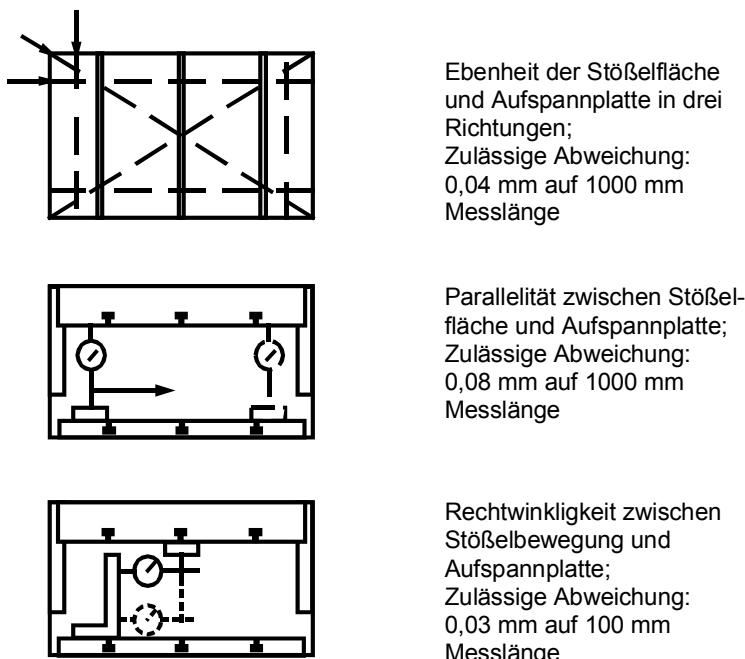


Abb. 5.179 Prüfung geometrischer Genauigkeiten nach DIN (8650/8651)

5.6.2 Elastische Nachgiebigkeiten der belasteten Maschine

5.6.2.1 Grundlagen

Die Steifigkeit ist ein Maß für den Widerstand eines Körpers gegen Formänderungen. Je nach Belastungsfall wird zwischen Zug-/Druck-, Biege- und Torsionssteifigkeit unterschieden. Die Steifigkeit ist geometrie- und werkstoffabhängig.

Definition der Zug-/Druck-Steifigkeit bei Zugstäben:

Die Steifigkeit c ist der Quotient aus Kraft F und resultierender Längenänderung Δl in Kraftrichtung eines Körpers mit der Länge l und dem Querschnitt A :

$$c = \frac{F}{\Delta l} \quad (5.129)$$

Hookesches Gesetz:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \Leftrightarrow \frac{F}{A} = E \cdot \frac{\Delta l}{l} \quad (5.130)$$

$$\Rightarrow c = \frac{E \cdot \Delta l \cdot A}{\Delta l \cdot l} = \frac{E \cdot A}{l} \quad (5.131)$$

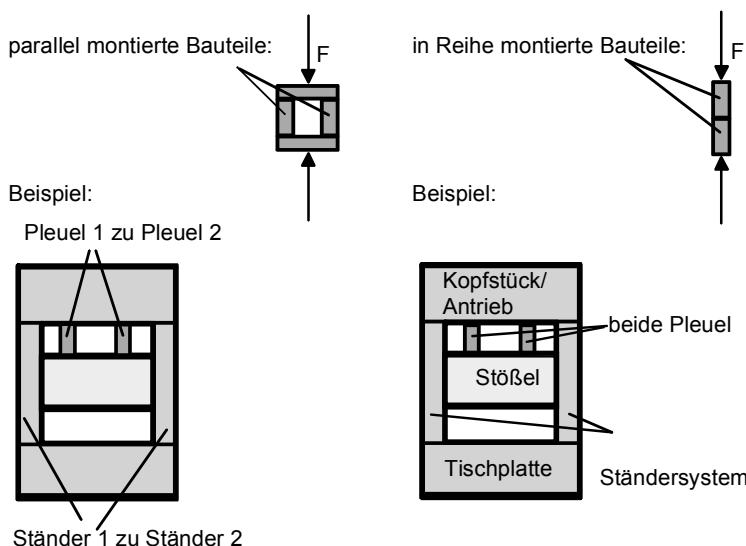


Abb. 5.180 Parallel und in Reihe montierte Bauteile

Die Steifigkeit eines zusammengesetzten Bauteils c_{ges} setzt sich aus den Steifigkeiten seiner Komponenten (c_1, c_2, \dots) zusammen:

Steifigkeit parallel montierter Bauteile:

Beispiel: Pleuel 1 und 2; Ständer 1 und 2

$$c_{\text{ges,par}} = c_1 + c_2 + c_3 + \dots + c_n \quad (5.132)$$

Steifigkeit in Reihe montierter Bauteile:

Beispiel: Stößel, beide Pleuel, Antrieb, Ständersystem

$$\frac{1}{c_{\text{ges,Rei}}} = \frac{1}{c_1} + \frac{1}{c_2} + \frac{1}{c_3} + \dots + \frac{1}{c_n} \quad (5.133)$$

für zwei in Reihe montierte Bauteile gilt:

$$c_{\text{ges,Rei}} = \frac{c_1 \cdot c_2}{c_1 + c_2} \quad (5.134)$$

Nichtlineare Einflüsse auf die Steifigkeit/Ursachen vertikaler und horizontaler Anfangsverlagerungen und der Anfangskippung

Wie bei der Darlegung der vertikalen Verlagerung und der Kippung im Folgenden noch beschrieben wird, zeichnen sich unter Last gemessene Verlagerungskurven von Pressen im Gegensatz zu linear elastischen Körpern (Zugversuch) in der Regel durch die Existenz einer Anfangsverlagerung aus.

Ursachen der Anfangsverlagerungen und der Anfangskippungen:

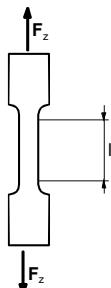
Bei weggebundenen mechanischen Pressen existieren zwischen Lagern, Lageraufnahmen und Wellen vielfältige nicht verspannte Fugen und Gleitstellen (Abb. 5.182). Ursachen für nichtlineare Anfangseffekte:

- Vorhandene Spiele werden überwunden.
- Die Lagerschalen werden beim Überwinden der Lagerspiele örtlich elastisch deformiert, wenn diese nicht symmetrisch gefertigt wurden oder unrund sind.
- Nicht verspannte Berührungsflächen verformen sich. Die Fugensteifigkeit kann 0,005–0,01 mm Verformung pro Fuge verursachen. Bei 10 Fugen ergibt sich eine Fugenbreite von 0,1 mm.

Zusätzlich zu den genannten Effekten tritt je nach Führungsbauart ein Führungsspiel auf, welches sich auf die horizontale Anfangsverlagerung auswirkt:

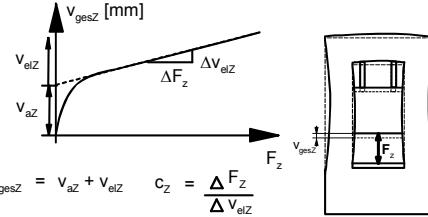
- Gleitführungen: ca. 0,1 mm (Abb. 5.183),
- Profilschienen/Rollenführungen: nahezu spielfrei.

Zugprobe unter Last:

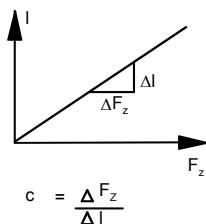


Presse unter Last:

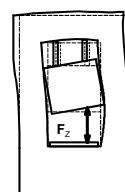
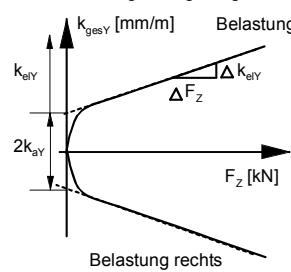
vertikale Verlagerung:
mittige Belastung; Kurve mit Anfangsverlagerung



Hook'sche Gerade



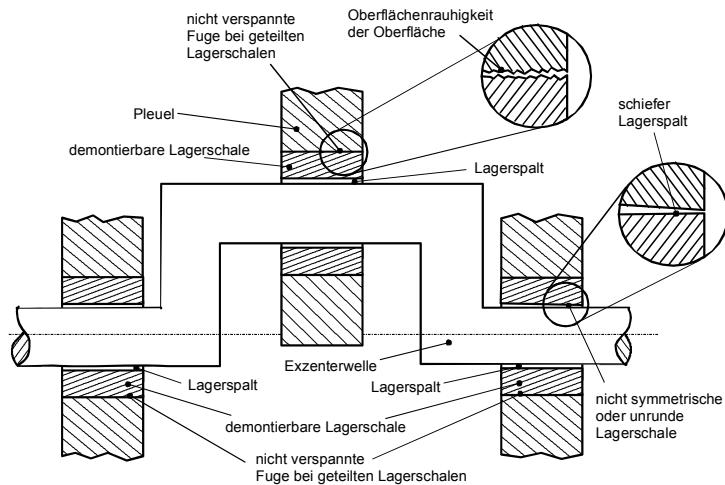
Kippung:
außermittige Belastung: zwei Kurvenäste
mit Anfangsverlagerung



F_z : Belastungskraft
 c_z : vertikale Steifigkeit der Presse
 $v_{\text{ges}Z}$: vertikale Gesamtauffedderung der Presse
 v_{az} : Anfangsverlagerung der Presse
 $v_{\text{el}Z}$: elastische Verlagerung der Presse
 c : Steifigkeit der Zugprobe

$k_{\text{ges}Y}$: Stoßelgesamtkippung
 k_{gY} : Anfangskippung
 k_{eY} : elastische Kippung

Abb. 5.181 Nichtlineare Einflüsse auf die Steifigkeit/Anfangsverlagerung



Beispiele für nicht verspannte Fügestellen

Abb. 5.182 Verformung in nicht verspannten Fugen

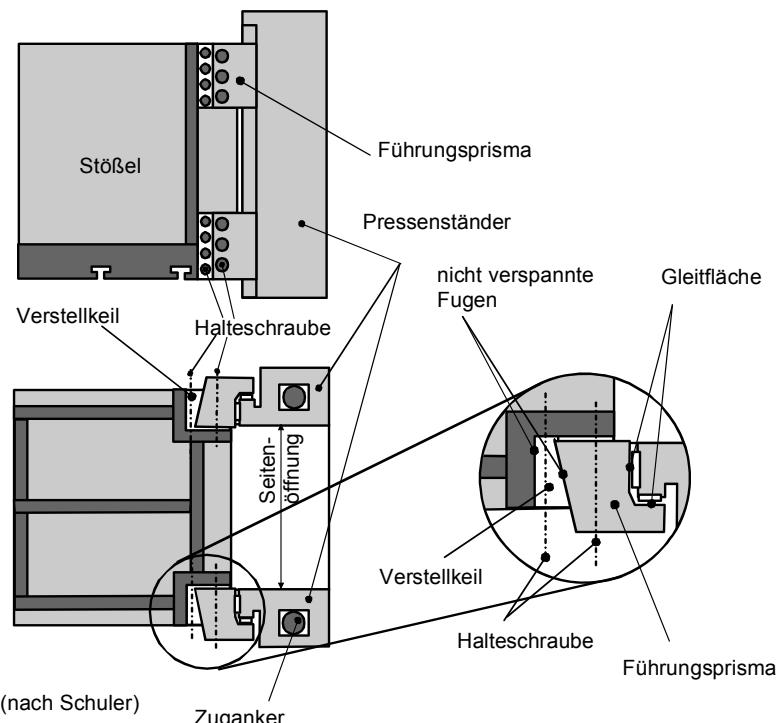


Abb. 5.183 Ursache für die horizontale Anfangsverlagerung

Maschinenuntersuchungen

Die Kenngrößen einer Umformmaschine können bei einem Belastungsversuch nach DIN 55189 oder VDI 3145 bzw. VDI 3193/3194 Bl. 2 bestimmt werden.

Dabei wird zunächst die aus einer kardanischen Kalotte zur querkraft- und momentenfreien Krafteinleitung (Abb. 5.191) und einem Hydraulikzylinder bestehende Belastungseinrichtung an den Belastungsort im Einbauraum gestellt. Die Kräfte werden an den vorgesehenen Belastungsorten aufgebracht und die vertikalen Verlagerungen zwischen Tisch und Stöbel in den Ecken des Einbaumaumes gemessen.

Aus den Messdaten werden die vertikale Auffederung zwischen Tisch und Stöbel (Kap. 5.6.2.2) und die Kippung des Stöbels gegenüber dem Tisch (Kap. 5.6.2.3) berechnet. Weiterhin wird die horizontale Verlagerung (Versatz) des Stöbels gegenüber dem Tisch (Kap. 5.6.2.4) gemessen.

5.6.2.2 Vertikale Auffederung

Zur Bestimmung der vertikalen Auffederung wird die Presse zwischen Tisch und Stöbel mittig belastet. Trägt man die vertikale Auffederung v_{gesZ} über die Belastungskraft F_z auf, ergibt sich im Normalfall ein Verlauf nach Abb. 5.184.

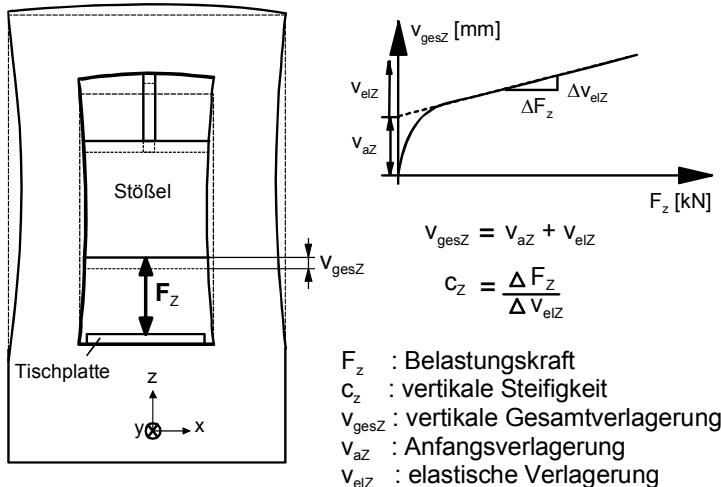


Abb. 5.184 Vertikale Auffederung – vertikale Steifigkeit

Der gekrümmte Verlauf geht bei symmetrisch aufgebauten Pressen nach Überwindung der Anfangsverlagerung (Kap. 5.6.2.1) im Normalfall in eine Gerade über. Aus den Messdaten wird die vertikale Steifigkeit c_z als Kehrwert der Steigung einer im linearen Bereich approximierten Geraden bestimmt. Die Anfangsverlagerung v_{aZ} entspricht dem Ordinatenabschnitt dieser Geraden.

5.6.2.3 Kippung

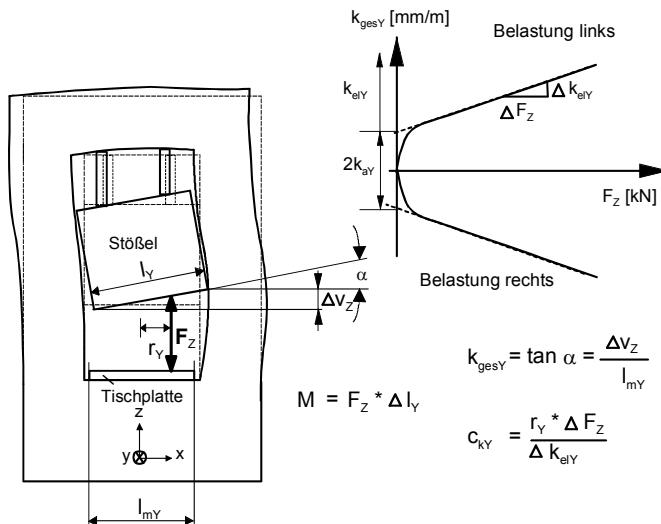
Bei außermittiger Krafteinleitung führt der Stößel eine der vertikalen Verlagerung überlagerte Kippbewegung gegenüber dem Tisch aus (Abb. 5.185). Die Kippung von links nach rechts wird, wenn man vor der Presse steht, als K_Y bezeichnet (Kippung um die Y-Achse). Bei außermittiger Belastung vorn/hinten erfolgt die Kippung k_X um die X-Achse mit entsprechender Nomenklatur.

Auch die Kippung k_{gesY} wird mit Hilfe einer Anfangskippung k_{aY} und eines elastischen Anteils k_{elY} beschrieben. Einen beispielhaften Verlauf über der Belastungskraft um die Y-Achse zeigt Abb. 5.185. Gelegentlich wird der Kippungsverlauf auch über dem Kippmoment M aufgetragen.

Da Kraft und Moment in einem linearen Zusammenhang stehen, sind beide Darstellungen zutreffend.

Der obere Kurvenverlauf ergibt sich bei Belastung links, der untere bei Belastung rechts vom Mittelpunkt.

5.6.2.4 Horizontale Verlagerung (Versatz) Die horizontale Verlagerung (Versatz) des Pressenstößels gegenüber dem Tisch wird bei dem gleichen Belastungsversuch gemessen wie die Kippung.



F_z : Belastungskraft
 M : Kippmoment
 c_{KY} : Kippsteifigkeit
 k_{aY} : Anfangskippung
 l_Y : Stöbelbreite

r_Y : 10% der Stöbelbreite
 l_{mY} : Abstand der Messpunkte
 Δv_z : vert. Verlagerungsdifferenz
an den Messpunkten
 α : Kippungswinkel

Abb. 5.185 Stöbelkippung und Kippsteifigkeit

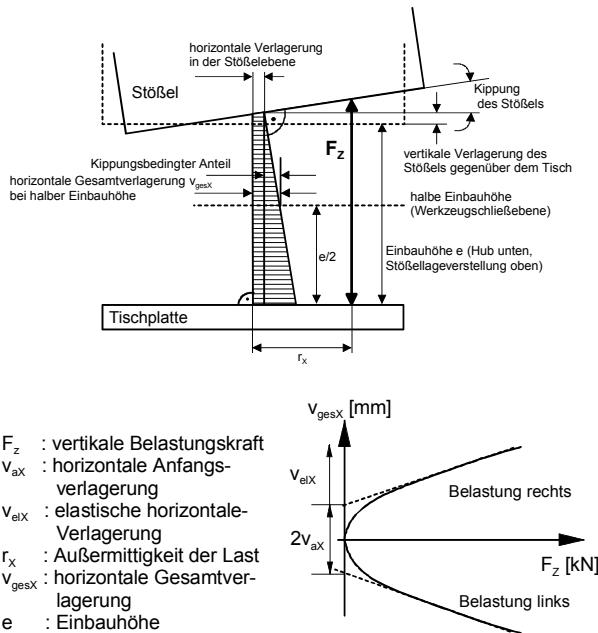


Abb. 5.186 Horizontale Verlagerung (Versatz)

Die Einbauhöhe e ist definiert als Abstand zwischen Tisch und Stößel bei Hublage im unteren Umkehrpunkt und Stößelverstellung in oberer Stellung. Die horizontale Verlagerung (Versatz) setzt sich aus zwei Bestandteilen zusammen, die sich überlagern: Der Versatz in der Stoßebene enthält das Führungsspiel als Anfangsversatz sowie die tatsächlichen elastischen horizontalen Verformungen des Pressengestells. Der kippungsbedingte Versatz ändert sich mit der Messhöhe nach dem Strahlensatz (Abb. 5.186).

Der Versatz wird normalerweise in der halben Einbauhöhe gemessen. Bei anderen Messhöhen (h) ist eine Umrechnung auf die halbe Einbauhöhe notwendig:

$$v(e/2)_{gesX} = v(h)_{gesX} + (h - e/2) \cdot k_{gesY} \quad (5.135)$$

- $v(e/2)_{gesX}$: Versatz in X-Richtung in der Ebene der halben Einbauhöhe
- $v(h)_{gesX}$: Versatz in X-Richtung in der Messebene
- k_{gesY} : Kippung um die Y-Achse
- h : Höhe der Messebene
- e : Einbauhöhe

Vereinfachte belastungskraftabhängige Kurvenverläufe für den Versatz in Abhängigkeit der Belastungskraft zeigt Abb. 5.186. Die Lage der Schließebene beeinflusst maßgebend den Versatz. Deshalb sollten beim Einbau des Werkzeugs die Distanzplatten unter dem Unterwerkzeug platziert werden und nicht am Stößel.

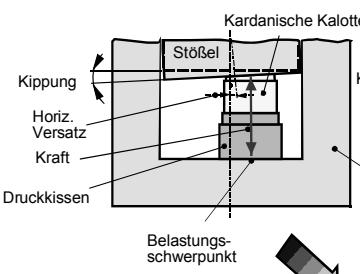
In Abb. 5.187 wird links die außermittige Belastung des Stößels statisch mithilfe eines Druckkissens und kardanischer Kalotte aufgebracht. Rechts in Abb. 5.187 dagegen erfolgt die außermittige Belastung durch einen Umformvorgang mit Werkzeug. Die Ergebnisse für den Versatz und die Kippung erlauben folgende Aussagen:

Massive Stollenführungen, z. B. an Karosseriewerkzeugen, kompensieren den Versatz nahezu gänzlich. Die Kippung dagegen wird durch die Werkzeugführungen kaum verändert. Zur Verringerung der Kippung müssen die Maschineneigenschaften verändert werden (kleine Anfangsverlagerung, hohe Kippsteifigkeit).

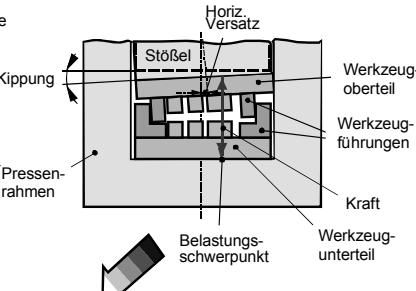
Besonderheiten zum Versatz:

- Der Informationsgehalt des ohne Werkzeug an der Maschine gemessenen Versatzes über das Umformergebnis ist gering.
- Im Prozess erfolgt eine starke Beeinflussung durch massive Werkzeugführungen (Abb. 5.187).
- Die Kippung dagegen wird im Wesentlichen von der Maschine bestimmt. Das liegt unter anderem daran, dass die Werkzeugführungen recht kurz sind.
- Der Versatz ist nur bedingt zur Bildung von Kenngrößen geeignet, da Belastungskraft (F_Z) und Verlagerung (v_{gesX}) nicht in der gleichen Richtung liegen. Dies gilt sowohl für die horizontale Steifigkeit, als auch für nennkraftunabhängige Kenngrößen.
- Die Bestimmung von Kenngrößen ist nach DIN 55189 nicht vorgesehen.

Statischer Belastungsversuch



Belastung mit einem Werkzeug



		statischer Versuch	
Versatz		v_{gesX} v_{gesY}	
		0,9 mm 1,4 mm	0,2 mm 0,1 mm
Stößelkippung		k_{gesX} k_{gesY}	1,6 mm/m 1,2 mm/m 1,4 mm/m 1,2 mm/m

Quelle: Brendel

Abb. 5.187 Einfluss von Werkzeugführungen auf Kippung und Versatz (nach /Bre94/)

5.6.2.5 Nennkraftunabhängige Kenngrößen

Bei der Auswahl von Pressen unterschiedlicher Bauart und Gewicht für einen bestimmten Prozess empfiehlt sich der Vergleich von Steifigkeiten (vertikale Stei-

figkeit c_Z , Kippsteifigkeit c_{kX}, c_{kY}) und Anfangsverlagerungen (v_{aZ}, k_{aX}, k_{aY}). Diese haben maßgebenden Einfluss auf die Teilegenauigkeit. Andererseits möchte ein Betreiber von Pressen bezogen auf eine bestimmte Nennkraft und Grundabmessung der Maschine (Höhe/Baugröße, Werkzeugeinbaumaße) eine kostengünstige Anlage kaufen. Dies macht einen Vergleich von Maschinen unterschiedlicher Nennkraft bezogen auf die Maschinensteifigkeiten (c_Z, c_{kX}) bei gegebenen Maschinengewichten erforderlich.

Die nachfolgenden Ableitungen beziehen sich auf geometrisch ähnliche Pressen (Längenverhältnisse der zu vergleichenden Pressen wie in Abb. 5.188).

geometrische Ähnlichkeit: alle Längenverhältnisse und E-Moduln sind gleich

$$\lambda = \frac{L_1}{L_2} = \frac{L_3}{L_4}; E_1 = E_2$$

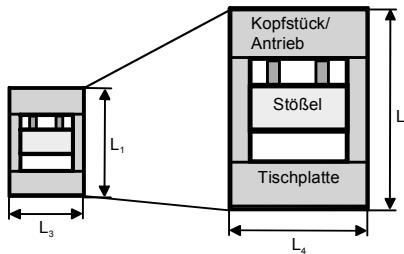


Abb. 5.188 Geometrische Ähnlichkeit von Pressen

Ziel der folgenden Betrachtung unter den o.g. Voraussetzungen ist der Vergleich von Maschinen unterschiedlicher Nennkraft. Dies geschieht unter Einsatz der Ähnlichkeitsmechanik. Voraussetzung ist geometrische Ähnlichkeit der Maschinen sowie Einsatz von Materialien mit gleichem E-Modul (Abb. 5.188). Aus Steifigkeiten und Nennkraft werden Steifebeiwerte definiert.

Herleitung für den vertikalen Steifebeiwert /Han78, Oli64, Sch68, Leh59/

Geometrische Ähnlichkeit: alle Längenverhältnisse λ in der Maschine sind gleich.

Index 1: Maschine 1

Index 2: Maschine 2

Das Kräfteverhältnis wird mit κ bezeichnet:

$$\kappa = \frac{F_1}{F_2} \quad (5.136)$$

Mit dem Hookschen Gesetz (E : Elastizitätsmodul, A : Fläche)

$$\sigma = \frac{F}{A} = E \cdot \varepsilon = E \cdot \frac{\Delta L}{L} \Leftrightarrow F = E \cdot A \cdot \frac{\Delta L}{L} \quad (5.137)$$

wird

$$\kappa = \frac{F_1}{F_2} = \frac{E_1 \cdot A_1 \cdot \frac{\Delta L_1}{L_1}}{E_2 \cdot A_2 \cdot \frac{\Delta L_2}{L_2}}. \quad (5.138)$$

Mit

$$\frac{A_1}{A_2} = \frac{a_1 \cdot b_1}{a_2 \cdot b_2} = \lambda^2 \text{ und } \lambda = \frac{\Delta L_1}{\Delta L_2} = \frac{L_1}{L_2} \quad (5.139)$$

a, b: Flächenmaße

erhält man

$$\kappa = \frac{E_1}{E_2} \cdot \lambda^2. \quad (5.140)$$

	Belastung	Nicht elast. Anteil	Elastischer Anteil	Gesamt- verlagerung	Kenngröße	Steifebeiwert
Vertikale Auffederung	F_z	v_{az}	v_{elz}	$v_{gesz} = v_{az} + v_{elz}$	$c_z = \frac{\Delta F_z}{\Delta v_{elz}}$	$q_z = \frac{c_z}{\sqrt{F_N}}$
Kippung	$M_x = F_z \cdot \Delta l_y$	k_{ax}	k_{elx}	$k_{gesx} = k_{ax} + k_{elx}$	$c_{kx} = \frac{\Delta F_z \cdot \Delta l_y}{\Delta k_{elx}}$	$p_x = \frac{c_{kx}}{\sqrt{F_N^3}}$
	$M_y = F_z \cdot \Delta l_x$	k_{ay}	k_{ely}	$k_{gesy} = k_{ay} + k_{ely}$	$c_{ky} = \frac{\Delta F_z \cdot \Delta l_x}{\Delta k_{ely}}$	$p_{iy} = \frac{c_{ky}}{\sqrt{F_N^3}}$
Horizontaler Versatz	$M_x = F_z \cdot \Delta l_y$	v_{ax}	v_{elx}	$v_{gesx} = v_{ax} + v_{elx}$		
	$M_y = F_z \cdot \Delta l_x$	v_{ay}	v_{ely}	$v_{gesy} = v_{ay} + v_{ely}$		

Abb. 5.189 Zusammenfassung der Kenngrößen

Gleicher Elastizitätsmodul beider Maschinen führt zu

$$\kappa = \lambda^2 \text{ bzw. } \lambda = \sqrt{\kappa}. \quad (5.141)$$

Für das Verhältnis der Steifigkeiten gilt:

$$\frac{c_{Z1}}{c_{Z2}} = \frac{F_1}{L_1} \cdot \frac{L_2}{F_2} = \frac{\kappa}{\lambda} = \sqrt{\kappa} \quad (5.142)$$

Das Kräfteverhältnis κ gilt insbesondere auch für die Nennkräfte F_{N1} und F_{N2} :

$$\frac{c_{Z1}}{c_{Z2}} = \sqrt{\kappa} = \sqrt{\frac{F_{N1}}{F_{N2}}} = \text{const.} \quad (5.143)$$

Für geometrisch ähnliche Pressengestelle ergibt sich so der Steifebeiwert q :

$$q = \text{const.} = \frac{c_{Z1}}{\sqrt{F_{N1}}} = \frac{c_{Z2}}{\sqrt{F_{N2}}} \quad (5.144)$$

Herleitung für den Kippsteifebeiwert /Han78/

Für das Verhältnis der Kippsteifigkeiten gilt bei geometrisch ähnlichen Pressengestellen:

Index 1: Maschine 1

Index 2: Maschine 2

$$\frac{c_{kY1}}{c_{kY2}} = \frac{\Delta l_{Y1} \cdot F_{Z1}}{\Delta k_{elY1}} \cdot \frac{\Delta k_{elY2}}{\Delta l_{Y2} \cdot F_{Z2}} = \kappa \cdot \lambda \cdot \frac{\Delta v_{Z2}}{l_{mY2}} \cdot \frac{l_{mY1}}{\Delta v_{Z1}} = \kappa \cdot \lambda \cdot \frac{\lambda}{\lambda} = \kappa \cdot \lambda \quad (5.145)$$

mit $\lambda = \sqrt{\kappa}$ (s.o.) ist

$$\frac{c_{kY1}}{c_{kY2}} = \sqrt{\kappa^3} = \sqrt{\frac{F_{N1}^3}{F_{N2}^3}} = \text{const.} \quad (5.146)$$

Für geometrisch ähnliche Pressengestelle ergibt sich bei Kippungen um die Y-Achse:

$$p_Y = \frac{c_{kY1}}{\sqrt{F_{N1}^3}} = \frac{c_{kY2}}{\sqrt{F_{N2}^3}} \quad (5.147)$$

Bei Kippung um die X-Achse:

$$p_X = \frac{c_{kX1}}{\sqrt{F_{N1}^3}} = \frac{c_{kX2}}{\sqrt{F_{N2}^3}} \quad (5.148)$$

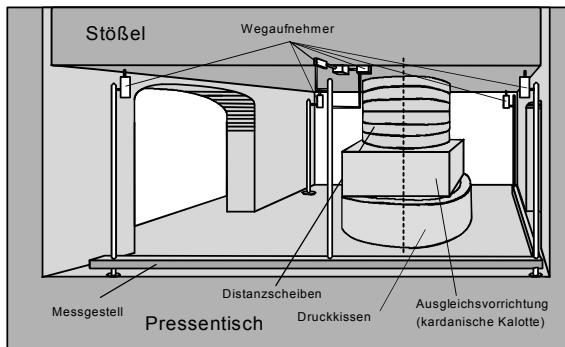


Abb. 5.190 Schematischer Messaufbau nach DIN 55189

Obwohl streng genommen p und q nur für geometrisch ähnliche Pressengestelle berechnet werden können, erlauben diese eine Einteilung von Pressen in Steifigkeitsklassen /Sch68/. Insofern erlauben diese Kenngrößen, Pressen unterschiedlicher Nennkraft, aber auch Pressen unterschiedlicher Bauart bezüglich der Kippung und Auffederung zu vergleichen.

5.6.3 Messaufbau zur Bestimmung der Genauigkeit unter Last

5.6.3.1 *Statische Belastung zur Messung von Auffederung, Kippung und Versatz*

Die Daten zur Berechnung der beschriebenen Genauigkeitskenngrößen werden bei einer statischen Pressenvermessung nach DIN 55189 aufgenommen.

Messaufbau (Abb. 5.190):

- Aufbringen der Kräfte durch Hydraulikzylinder (Druckkissen),
- Vermeidung von Querkräften und Momenten durch Ausgleichsvorrichtung (kardanische Kalotte bzw. zweigeteilte Ausgleichsvorrichtung, siehe unten),
- Ausfüllen des Abstandes zur Stoßeloberfläche durch Distanzscheiben,
- Messung der Verlagerungen mit optischen, induktiven oder inkrementellen

Wegaufnehmern,

- Messung der Kraft über den Zylinderdruck oder Kraftmessdose,
- Datenspeicherung und Auswertung mit PC.

Bei Belastung des Stößels mit einem konventionellen Druckkissen, das keine Verkipfung des Kolbens ermöglicht, würde die freie Beweglichkeit des Stößels stark eingeschränkt (nicht rückwirkungsfrei).

Eine Rückwirkung der Messeinrichtung auf die Presse kann durch folgende Lösungen vermieden werden:

- a) kardanische Kalotte
- b) zweigeteilte Ausgleichsvorrichtung

a) kardanische Kalotte

- Funktion: übereinander liegende, in zwei Richtungen horizontal verschiebbare und um zwei Achsen drehbare Platten,
- Momentenfreiheit durch zylindrische Ausführung zweier Lagerflächen. (Abb. 5.191),
- Geringer Reibwert durch Einsatz von Nadellagern, die das rückstellende Moment auf etwa 0,5 % des Belastungsmoments begrenzen.

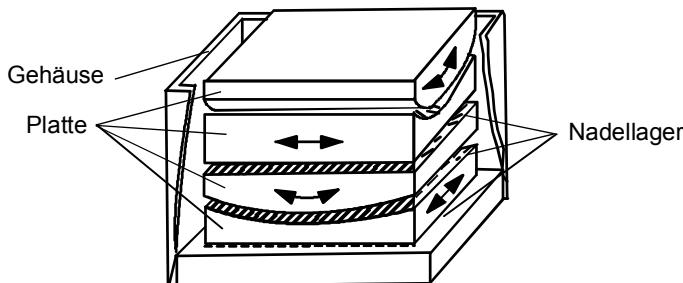


Abb. 5.191 Ausgleichsvorrichtung (kardanische Kalotte)

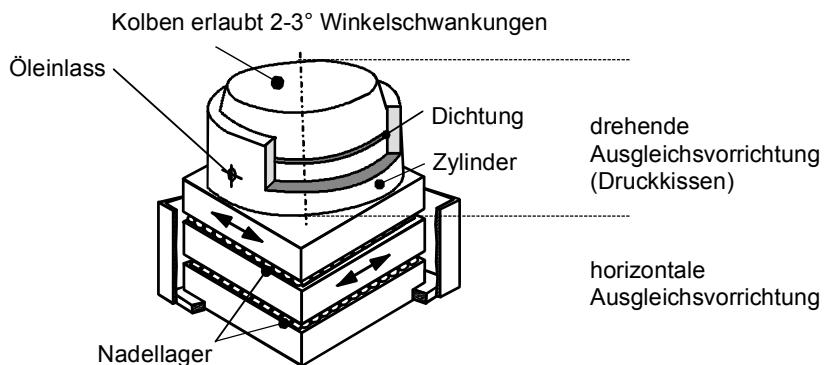


Abb. 5.192 Zweigeteilte Ausgleichsvorrichtung

b) zweigeteilte Ausgleichsvorrichtung (Abb. 5.192)

- Horizontale Verschiebbarkeit entsteht durch planparallele Platten mit Nadel-lagern. Diese Ausgleichsvorrichtung ist wesentlich einfacher zu fertigen, als die großen Radien der drehbaren Platten der kardanischen Kalotte.
- Momentenfreiheit durch Einsatz eines Hydraulikzylinders, der eine Kippung des Kolbens um 2–3° ermöglicht (Druckkissen).
- Max. Belastung: 8000 kN.

Um eine Vergleichbarkeit der Untersuchungsergebnisse zu gewährleisten, sind an der Maschine folgende Einstellungen vorzunehmen:

- Stöbel im unteren Umkehrpunkt,
- Stöbellageverstellung in mittlerer Stellung,
- Druck im Stöbelgewichtsausgleich nach Betriebsanleitung,
- bei Pressen mit Hubverstellung: mittlere Hubeinstellung.

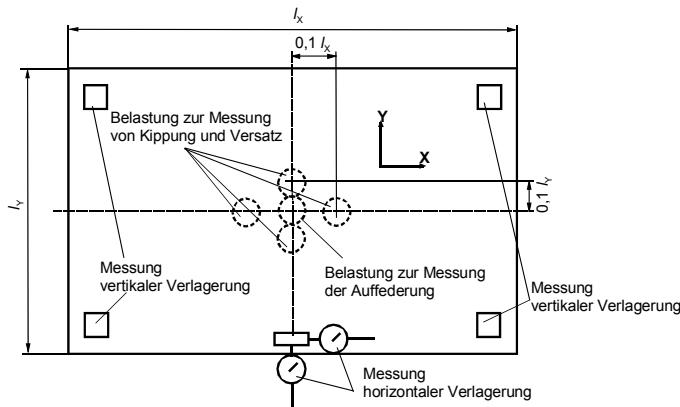


Abb. 5.193 Pressenbelastung zur Messung der vertikalen Steifigkeit und der Kippsteifigkeit

Versuchsdurchführung:

Den Messaufbau zeigt schematisch Abb. 5.190. Zunächst wird die Belastungseinrichtung in der Mitte positioniert. Um Setzungsercheinungen der Messanordnung zu überwinden, ist vor Beginn der Messung eine mindestens dreimalige Belastung der Versuchsanordnung mit Hilfe des Druckzylinders erforderlich.

Danach erfolgt der Nullabgleich der verwendeten Wegaufnehmer. Bei den anschließenden Belastungsversuchen an allen in Abb. 5.193 skizzierten Messorten erfolgt die Datenaufnahme, jedoch ohne neuen Nullabgleich der Wegsensorik.

Besonderheiten bei hydraulisch angetriebenen Pressen:

Da aufgrund der kraftgesteuerten Regelung eine Bestimmung der Auffederung

nicht sinnvoll ist, wird bei hydraulischen Pressen keine vertikale Steifigkeit ermittelt. Bei der Messung der Kippung wird die Belastungskraft mithilfe des Pressenantriebes aufgebracht. Der Stößel wird dann mit niedriger Geschwindigkeit auf einen Messaufbau nach Abb. 5.190 aufgefahren.

5.6.3.2 Dynamische Belastung

Bei schnelllaufenden Pressen treten dynamische Effekte in den hier diskutierten Kennwerten auf. Bei Karosseriepressen mit Hubzahlen bis zu etwa 15 Hub/min sind sie in der Regel zu vernachlässigen. Messverfahren zur Bestimmung der Steifigkeit bei dynamischer Belastung von Umformmaschinen sind im derzeitigen Normenwerk nicht beschrieben.

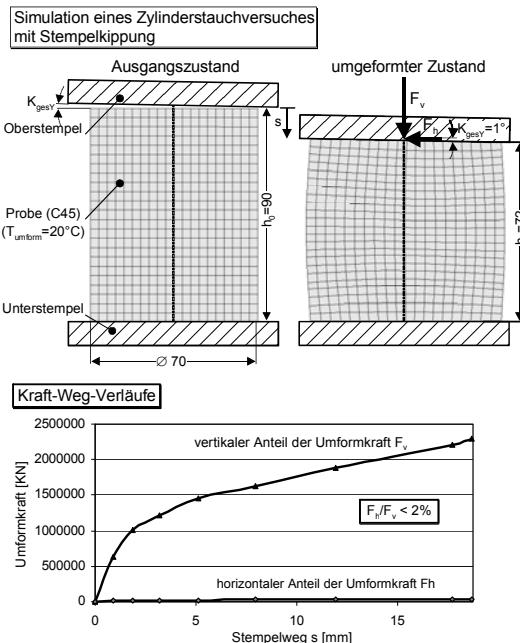


Abb. 5.194 Kräfteverhältnis bei einem simulierten Stauchvorgang (Kippungswinkel 1°)

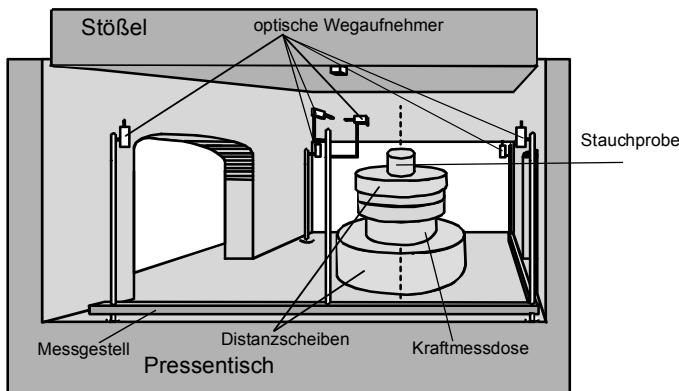


Abb. 5.195 Messaufbau für dynamische Messungen

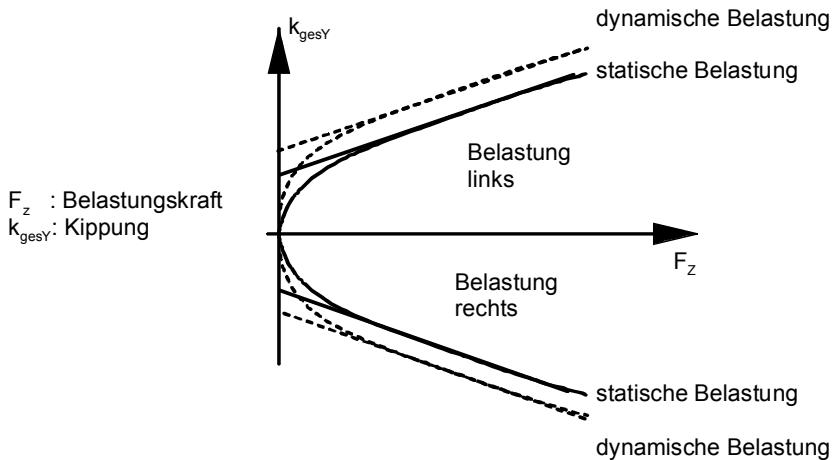


Abb. 5.196 Kippungsverläufe bei statischer und dynamischer Belastung

Allgemeines:

Die Maschine wird mit Hilfe des Maschinenantriebs belastet. Es wird eine Stauchprobe verwendet. Die Geometrie der Stauchprobe muss an die zu untersuchende Maschine angepasst werden. Dabei wird angenommen, dass eine Verformung in Querrichtung gegenüber einer exakt vertikalen Verformung keine nennenswerten horizontalen Kräfte verursacht. Im Rahmen einer Simulation nach der Finite Elemente Methode wurde gezeigt, dass das Verhältnis der horizontalen Umformkraft (F_h) zur vertikalen Umformkraft (F_v) unter 2 % liegt. Dieser Wert ergibt sich bei einem (extrem hohen) simulierten Kippwinkel von 1° (entspricht 17,5 mm/m), Abb. 5.194.

Die Vorgehensweise bei einer dynamischen Maschinenuntersuchung ist ähnlich DIN 55189, ebenso der Versuchsaufbau (Abb. 5.195).

Die gemessenen Verlagerungen (Auffederung, Kippung, Versatz) sind bei diesem Messverfahren größer als bei statischen Belastungen (Beispiel: Kippung, Abb. 5.196).

Neuere Untersuchungen mit Belastungseinrichtungen auf der Basis von Stickstofffedern ergaben kleinere dynamische Verlagerungswerte als statische. Als Grund hierfür kommt die Behinderung einer horizontalen Verlagerung durch die Belastungseinrichtung in Betracht.

Weiterhin könnte eine veränderte Verdrängung des Schmierfilmes aus den Lagern aufgrund einer veränderten Lastaufbringung eine verstärkte Stützwirkung verursachen.

5.6.4 Anteile der Baugruppen an der Maschinengenauigkeit

Die einzelnen Baugruppen einer Umformmaschine tragen unterschiedlich stark zu der bei einer Pressenvermessung gemessenen Gesamtverlagerung bei. Nachfolgendes Zahlenbeispiel gilt für die vertikale Gesamtverlagerung v_{gesZ} einer Kaltfließpresse mit $F_N = 4000 \text{ kN}$ (Abb. 5.197).

$$v_{gesZ} = v_{aZ} + f_{Ti} + f_{St} + f_{Tr} + f_{Ge} \quad (5.149)$$

Zahlenbeispiel:

$$v_{gesZ} = (0,1 + 0,15 + 0,05 + 1,9 + 0,5) \text{ mm} = 2,7 \text{ mm}$$

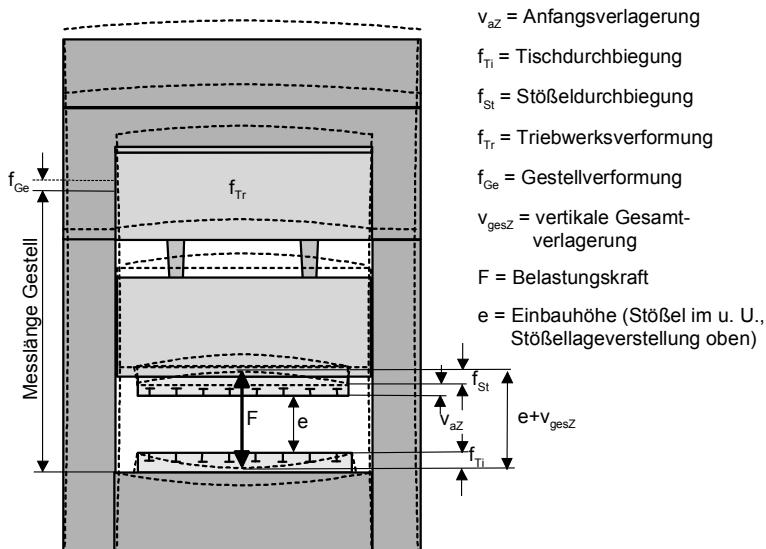


Abb. 5.197 Baugruppenanteile am Beispiel der vertikalen Verlagerung (Auffederung)

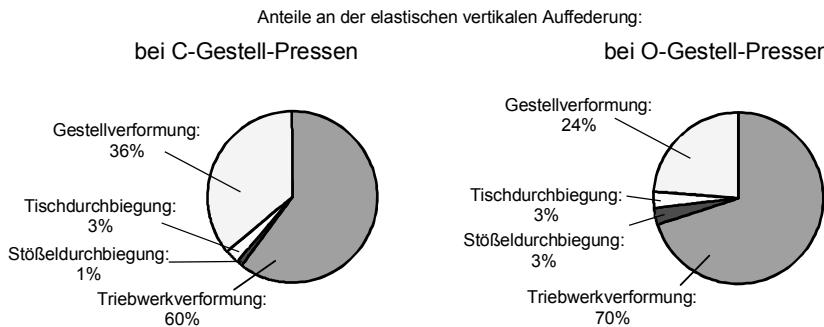


Abb. 5.198 Anteile an der vertikalen elastischen Verlagerung v_{gesZ} bei C- und O-Gestell-Pressen

Einfluss der Baugruppen auf die vertikale Auffederung (v_{gesZ}):

Vergleicht man die Auffederungsanteile der Baugruppen bei verschiedenen Gestellbauarten miteinander, so ergeben sich für den elastischen Anteil die in Abb. 5.198 dargestellten Verteilungen für Pressen mit C- bzw. O-Gestell /Doe80, Moh81/.

Die Anteile von Tisch und Stöbel an der Gesamtauffederung sind gering. Den größten Anteil stellt die Verformung des Triebwerks. Bei C-Gestell-Pressen ist die Steifigkeit konstruktiv begrenzt. Hier liegt ein ungünstigerer mechanischer Belastungsfall vor (asymmetrisches Auffedern der Presse).

Der Anteil der Gestellverformung ist bei C-Gestell-Pressen größer als bei O-Gestell-Pressen.

Einfluss der Baugruppen auf die Stößelkippung (k_{gesY}):

Die Kippung zwischen Tisch und Stöbel entsteht durch den außermittigen Kraftangriffspunkt der aus dem Umformprozess resultierenden Kraft. Die Eigenschaften des Antriebs (bei Mehrpunktpressen und Einpunktpressen mit breitem Pleuel) und die Geometrie der Stößelführungen sowie deren Abstützung beeinflussen die Kippsteifigkeit in besonderem Maße.

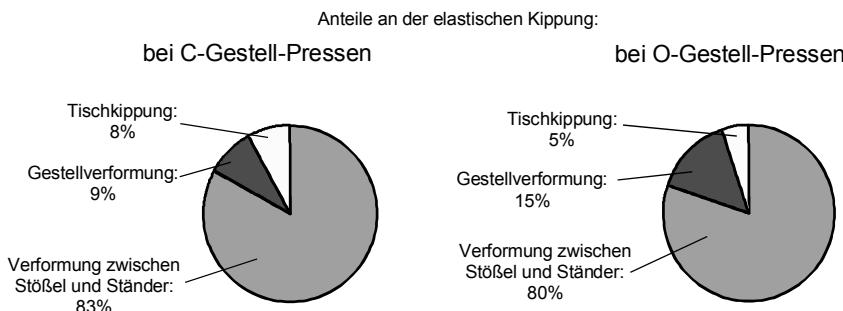


Abb. 5.199 Anteile an der elastischen Kippung (k_{gesY}) bei C- und O-Gestell-Pressen

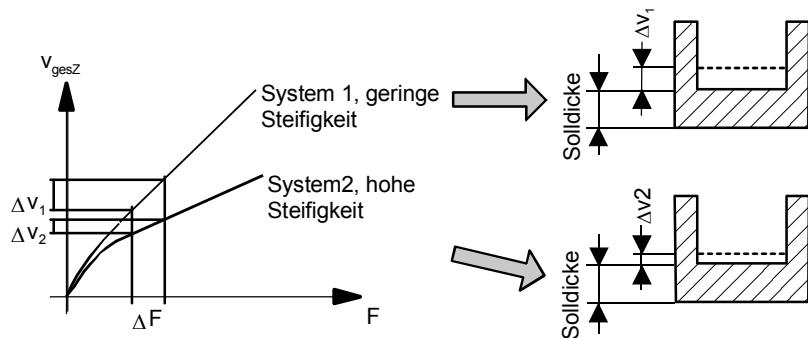


Abb. 5.200 Auswirkung verschiedener Maschinensteifigkeiten auf die Teilegenauigkeit beim Rückwärtsfließpressen

Einfluss der Baugruppen auf den Versatz ($v_{ges,z}$):

In DIN 55189 /DIN551/ ist die Mitte zwischen Tisch und Stöbel als Messhöhe für den Versatz festgelegt, da viele Umformwerkzeuge hier ihre Schließebene haben (Werkzeugschließebene, siehe Kap. 5.6.2.4).

- Der kippungsbedingte Versatz macht ca. 60–70 % der gesamten horizontalen Verlagerung in der Werkzeugschließebene aus.
- Der tatsächliche Versatz (horizontale Verlagerung in Stöbelebene) ist dem gegenüber relativ klein.
- Die Anteile der Pressenbaugruppen am Versatz liegen daher in ähnlicher Größenordnung wie bei der Kippung (Abb. 5.199).

5.6.5 Auswirkung der Maschinen- und Werkzeugsteifigkeit

Unter Systemsteifigkeit wird die Steifigkeit des Systems aus Maschine und Werkzeug verstanden (nach Kap. 5.6.2.1). Die Schwankungen der Materialkennwerte des im Betrieb angelieferten Rohmaterials können bei verschiedenen Chargen nach gültigen Normen je nach Erzeugnis und Blechdicke ca. 12 % und mehr betragen.

Schwankende Umformkräfte (ΔF), z.B. infolge der Festigkeitstoleranzen des Werkstoffs verursachen unterschiedlich hohe Verlagerungen (Δv) bei unterschiedlicher Systemsteifigkeit (Abb. 5.200).

Bei geringen Systemsteifigkeiten ergeben sich höhere vertikale Verlagerungsänderungen (Δv_1) bei gleicher Kraftänderung ΔF (System 1 in Abb. 5.200). Daraus resultieren unterschiedliche Geometrieabweichungen in den Werkstücken ($\Delta v_1, \Delta v_2$).

Bedeutung der Maschinensteifigkeit

Die Bedeutung der Maschinensteifigkeit ist je nach Prozess unterschiedlich. Beim Gesenkschmieden, Stauchen und Prägen ist die Steifigkeit des Werkzeugs konstruktiv bedingt größer als die Maschinensteifigkeit (Abb. 5.201a und Abb. 5.202). Die Maschine bestimmt als schwächstes Glied die Gesamtsteifigkeit

des Systems (vgl. Kap. 5.6.2.1), denn nach

$$c_{\text{System}} = \frac{c_{\text{Masch}} \cdot c_{\text{WZ}}}{c_{\text{Masch}} + c_{\text{WZ}}} \quad (5.150)$$

ist c_{ges} stets kleiner als c_{Masch} und c_{WZ} . Die Verformung des Systems aus Maschine und Werkzeug ist also stets größer als die der Komponenten (Abb. 5.201).

Zur Verbesserung der Teilegenauigkeit beim Gesenkschmieden sind daher besonders steife Maschinen erforderlich (Verlagerungswerte vgl. Tabelle 5.4).

Beim Fließpressen hingegen ist das Werkzeug konstruktiv bedingt weich gegenüber der Maschine. Wegen der Verformungswiderstände des Materials und Reibung werden Spannungen von bis zu 3000 N/mm^2 am Stempel erreicht. Der Werkstoff ist also hoch vergütet.

Beispiel für Längenänderung nur des Stempels (mit Werkzeulgänge $l_0 = 200\text{mm}$):

$$\sigma = E \cdot \varepsilon = E \cdot \frac{\Delta l}{l_0}$$

$$\Rightarrow \Delta l = \frac{\sigma \cdot l_0}{E} = \frac{3000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot 200\text{mm}}{210000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}} = 2,8\text{mm} \quad (5.151)$$

σ : Spannung

E : Elastizitätsmodul

ε : Dehnung

l_0 : Stempellänge

Δl : Längenänderung

Aus der Systemsteifigkeit c_{System} aus Gl. (5.150) kann abgeleitet werden, dass beim Kaltfließpressen die Maschine im Prinzip weicher gestaltet werden kann als beim Gesenkschmieden.

Da das Werkzeug als schwächstes Glied die Systemsteifigkeit bestimmt, sind zur Erhöhung der Teilegenauigkeit steifere Werkzeuge erforderlich. Diese sind aber in der Regel nur begrenzt realisierbar.

Scherschneiden:

Beim Blechabriß entstehen schlagartige Kraftschwankungen (Abb. 5.203, oben rechts).

Die vertikale Maschinensteifigkeit beeinflusst die Eintauchtiefe. Hohe Eintauchtiefen verursachen erhöhten Verschleiß am Stempel und an der Matrize. Daher sind auch hier sehr steife Maschinen erforderlich.

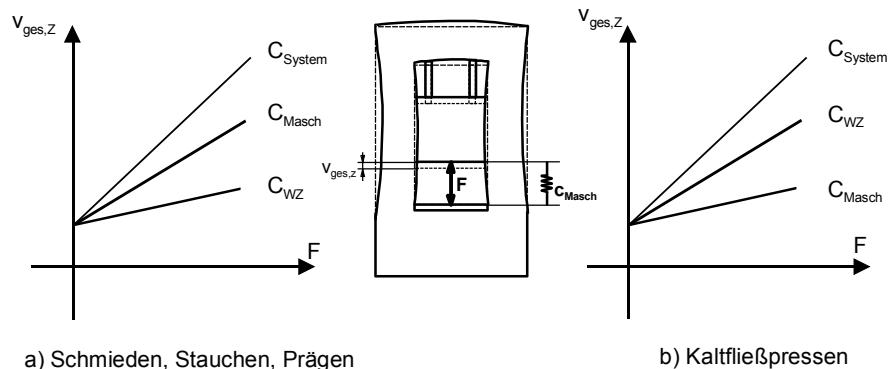


Abb. 5.201 Steifigkeiten in verschiedenen Einsatzbereichen (nach /Pod67/)

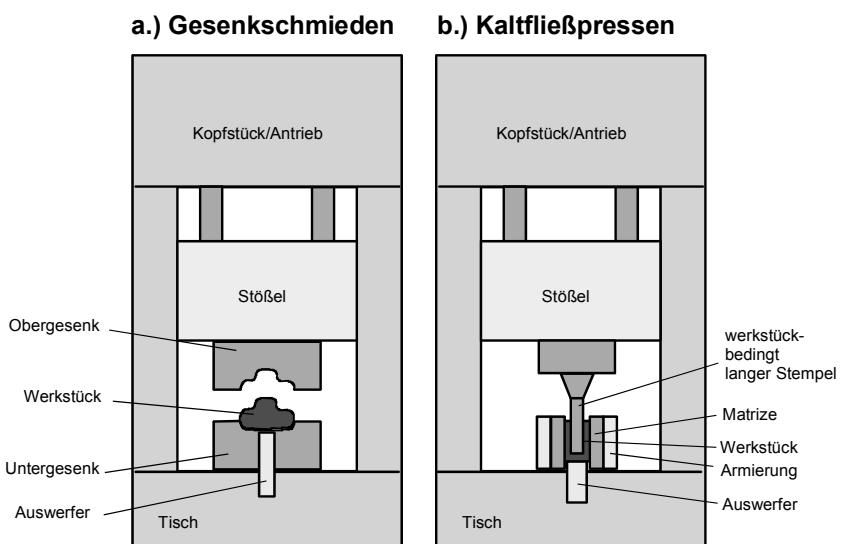


Abb. 5.202 Gesenkschmieden (massive/steife Werkzeuge) gegenüber Kaltfließpressen (lange/weiche Werkzeuge)

Vertikale Verlagerungs- und Kippungswerte von in der Praxis eingesetzten Maschinen

Zur Verdeutlichung der oben genannten Sachverhalte sind die Verlagerungswerte für die vertikale Verlagerung und die Kippung realer Maschinen in Tabelle 5.4 zusammengefasst.

Für die hier eingetragenen Werte für p und q sind die Hinweise am Ende der Herleitung (s. Kap. 5.6.2.5) zu beachten.

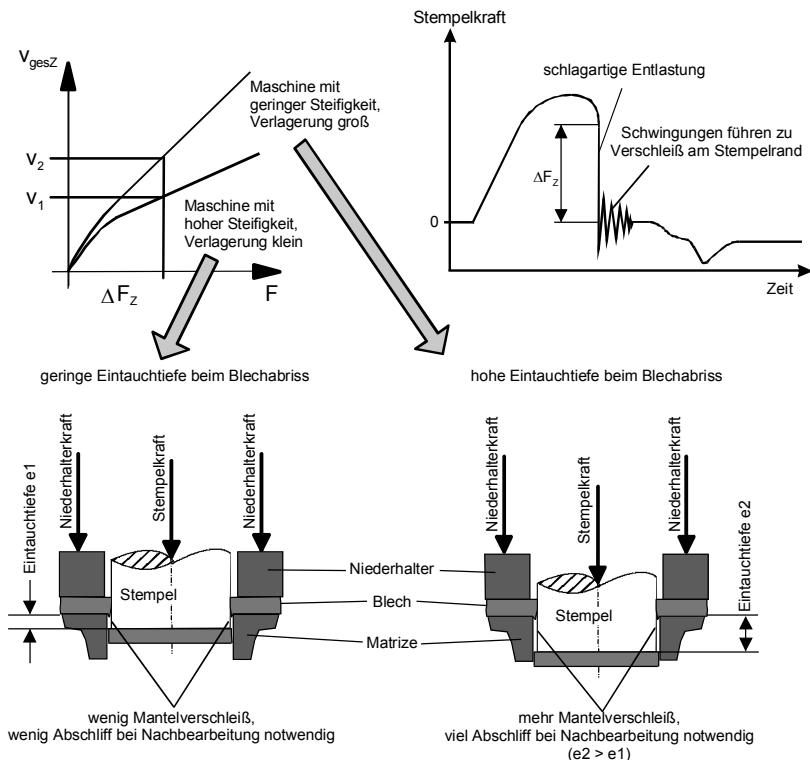


Abb. 5.203 Stempleintauchen beim Blechabriß

Tabelle 5.4 Genauigkeitskennwerte verschiedener Pressentypen

Pressentyp	F_N [kN]	v_{gesZ} [mm]	Verlagerungen bei Nennkraft k_{gesY} [mm/m]	vert. Steifig- keit c_Z [N/mm]	Kipp- steifig- keit c_{KY} [10 ³ Nm]	Steife- beiwert q [kN ^{0,5} / mm]	Kipp- steife- beiwert p [m/ kN ^{0,5}]
Karosserie (mech.)	16000	4,53	0,48	3780	25000	29,88	12,35
Karosserie (hydr.)	5000		1,54		1200		3,39
Schneidpresse	4000	1,80	1,19	2915	965	46,09	3,81
Präzisionsschnell- läuferpresse	630	0,73	0,43	1130	200	45,02	12,65
Schmiedepresse (Exzenter)	20000	2,47	0,83	10471	3588	74,04	1,27
Kaltfließpresse (Kniehebel)	10000	3,23	1,24	3170	887	31,70	0,89

 v_{gesZ} : vert. Gesamtverlagerung k_{gesY} : mittlere Kippung bei Nennkraft F_N : Nennkraft q : Steifebeiwert, bezogen auf v_{gesZ} p : Kippsteifebeiwert bezogen auf k_{gesY}

5.6.6 Verlagerungsverläufe (Beispiele)

Anhand der oben erläuterten Kenngrößen (v_{gesZ} , k_{gesY}) lässt sich eine Presse hinsichtlich ihrer Genauigkeitseigenschaften vergleichend einordnen. Die gemessenen Verläufe von Auffederung und Kippung enthalten jedoch noch weitere Informationen.

Neben den Kenngrößen werden auch die Kurvenverläufe von bestimmten Maschineneinstellungen beeinflusst (Druck im Stößelgewichtsausgleich). Dadurch eröffnen die Messungen Optimierungspotenziale.

Auch im Kraftfluss liegende Maschinenbaugruppen beeinflussen die last-abhängigen Verläufe von Kippung und Auffederung. Die Kippungsverläufe hängen z. B. von der Art des verwendeten Führungssystems und dessen Einstellung ab (Gleitführungen Abb. 5.205, Profilschienenführungen, vorgespannte Rollenführungen Abb. 5.206).

Bestimmte Defekte, die oft zu Problemen bei der Produktion führen, äußern sich ebenfalls in den Kippungsverläufen (Abb. 5.207).

Abb. 5.209 enthält den Kippungsverlauf eines Ziehapparats über dem Hubweg, der durch vier Niederhalterdruckbolzen angetrieben wird. Man erkennt, dass ein Druckbolzen nicht betätigt bzw. falsch angesteuert wird. Produktionsstörungen sind die Folge.

Einfluss von Maschineneinstellungen auf die Kurvenverläufe

Beispiel: Druck im Stößelgewichtsausgleich

Abb. 5.204 zeigt die vertikale Auffederung einer Kaltfließpresse ($F_N = 8000 \text{ kN}$) mit Gleitführungen in Abhängigkeit des Drucks im Stößelgewichtsausgleich.

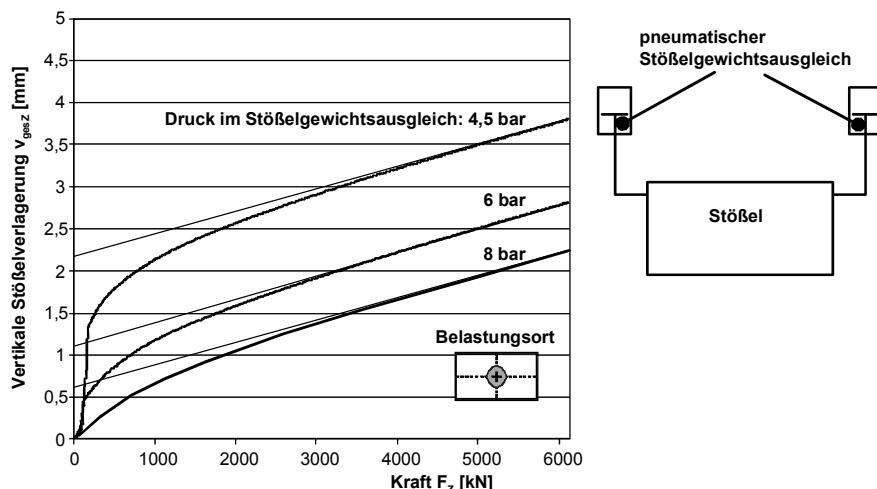


Abb. 5.204 Einfluss des Drucks im Stößelgewichtsausgleich auf die vertikale Stößelverlagerung (Kaltfließpresse, 8000 kN, Gleitführungen)

Die vertikale Steifigkeit der Maschine bleibt nahezu konstant. Die Anfangsverlagerung sinkt mit steigendem Druck (Überwindung der Lagerspiele). Durch Optimierung des Drucks lässt sich die Anfangsverlagerung minimieren (die Presse weist eine ungewöhnlich hohe Anfangsverlagerung auf). Der Kurvenverlauf ist im Bereich der Anfangsverlagerung und im elastischen Bereich normal.

Die Kippungsverläufe der gleichen Presse zeigt Abb. 5.205. Im Bereich geringer Lasten treten bei niedrig eingestelltem Druck im Stöbelgewichtsausgleich Richtungswechsel in den Kippungsverläufen auf. Folgen bei zu geringem Druck im Stöbelgewichtsausgleich:

- geringere Fertigungsqualität,
- erhöhte Werkzeugbelastung.

Erfolgt der Pressenbetrieb mit höherem Druck, entstehen keine Auffälligkeiten im Kurvenverlauf.

Einfluss von unterschiedlichen Führungssystemen auf die Kurvenverläufe

Beispiel: vorgespannte Rollenführung/Profilschienensführung

Abb. 5.206 zeigt den Kippungsverlauf um die Y-Achse einer Universalpresse ($F_N = 4500 \text{ kN}$) mit Rollenführungen. Im Gegensatz zu den Kippungsverläufen der oben beschriebenen Kaltfließpresse (Abb. 5.205) mit Gleitführungen tritt hier keine oder nur eine sehr geringe Anfangsverlagerung auf. Pressen mit Profilschienensführungen zeigen ein identisches Kippungsverhalten.

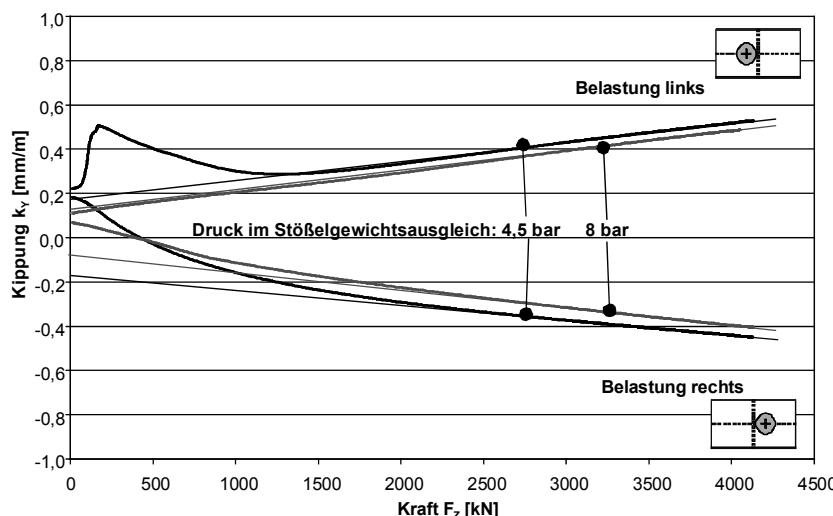


Abb. 5.205 Einfluss des Drucks im Stöbelgewichtsausgleich auf die Stöbelkippung (Kaltfließpresse, 8000 kN, Gleitführungen)

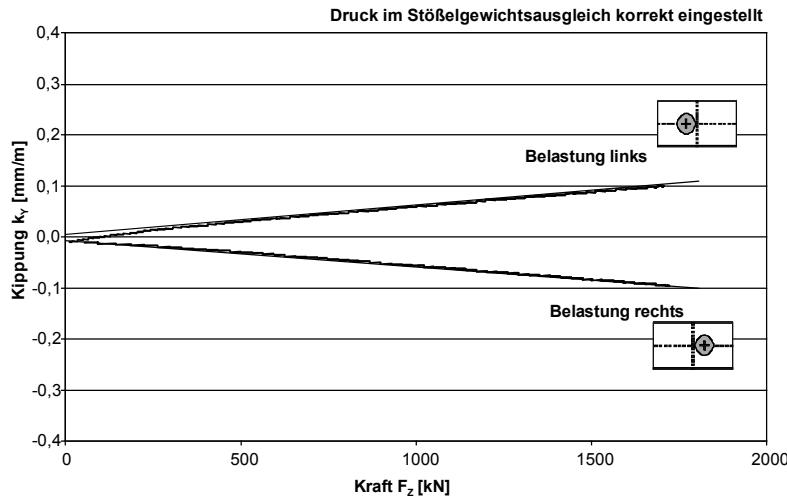


Abb. 5.206 Kippungsverlauf einer Presse mit vorgespannten Rollenführungen (Fa. Gräbener)

Kippungsverlauf einer Presse mit ungewöhnlichen Kippungsverläufen

Ein ungewöhnliches Kippungsverhalten zeigt Abb. 5.207 (mechanische Karosseriepresse, Vier-Punkt-Antrieb, $F_N = 4000$ kN).

Bei Belastung auf der linken Seite kippt der Stößel nach einer anfangs korrekten Bewegung in gleicher Art wie bei der Belastung rechts (untypisches Verhalten).

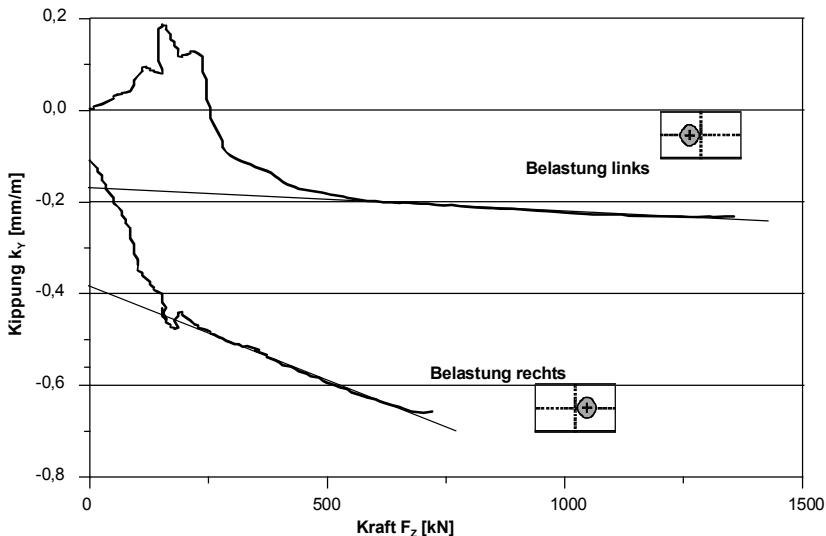


Abb. 5.207 Kippungsverlauf einer defekten Presse

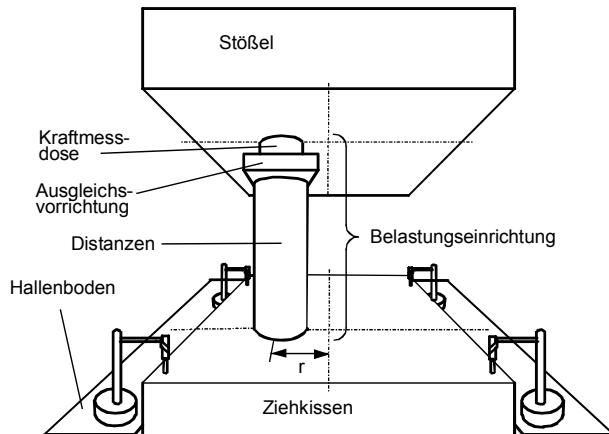


Abb. 5.208 Versuchsaufbau zur Messung der Ziehkissenkippung

Da die Presse zur Produktion verwendet wurde, waren die Hauptelemente des Antriebs vermutlich intakt. Der Defekt ist rechtsseitig im Bereich der stößelseitigen Pleuellager, dem Stößelgewichtsausgleich oder der Überlastsicherung zu suchen.

Untersuchung von Ziehkissen

Auf Basis der DIN 55189 kann auch das Kippungsverhalten von Ziehkissen unter Last bestimmt werden.

Hierfür muss die Belastungseinrichtung nicht auf dem Tisch, sondern auf dem Ziehkissen oder einer größeren Anzahl von Niederhalterdruckstiften platziert werden (Abb. 5.208).

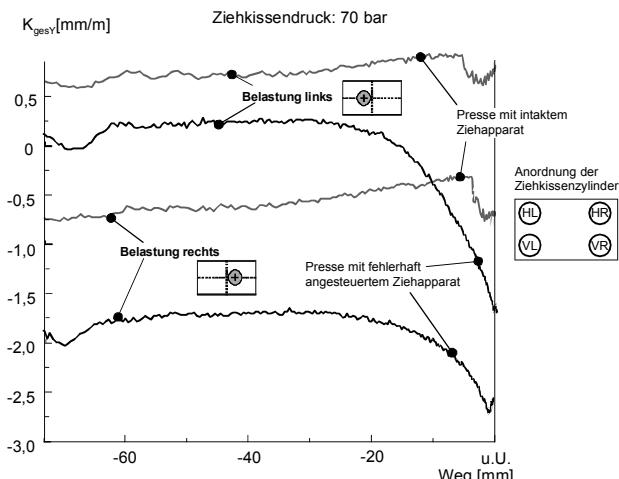


Abb. 5.209 Kippungsverlauf in Abhängigkeit des Hubweges

Da die Gegenkräfte der Ziecheinrichtung nur bei Belastung der Verdrängerzylinder entstehen, muss bei aufgebauter Belastungseinrichtung ein Pressenhub durchgeführt werden. Aus der gegenüber dem Hallenboden gemessenen Bewegung des Ziehkissens lässt sich der Kippungsverlauf über dem Hub darstellen. Das Verfahren ist nicht standardisiert. Abb. 5.209 zeigt die Verläufe der Kippung über dem Hub einer Presse mit intaktem Ziehapparat und den einer Presse mit fehlerhaft angesteuertem Ziehapparat (baugleiche Pressen, $F_N = 3800 \text{ kN}$, mechanischer Vierpunktantrieb, hydraulisches Vierpunktziehkissen).

Bei dieser Belastung ist eine weitgehend konstante Kippung über dem Ziehweg zu erwarten. Dies wird bei der Presse mit intaktem Ziehapparat erreicht. Bei der Presse mit dem fehlerhaft angesteuerten Ziehapparat traten Produktionsstörungen auf. Als Störung kommen mehrere Ursachen in Betracht:

- Druckregelung eines oder mehrerer Zylinder fehlerhaft programmiert,
- Drucksensorsignal fehlerhaft (linke Sensorsignale zu hoch oder rechte Sensorsignale zu niedrig),
- Regelventil defekt.

Die obigen Ausführungen zeigen beispielhaft, wie mit Hilfe einer Maschinenuntersuchung Hinweise auf Maschinendefekte bei Produktionsproblemen ermittelt werden können. Darüber hinaus können solche Versuche auch im Rahmen einer vorbeugenden Wartung sinnvoll sein.

Literatur zu Kapitel 5

- /Bey93/ Beyer J (1993) Aktive Schnittschlagdämpfung an hydraulischen Pressen. Bänder Bleche Rohre 1993, Heft 2: 44–46
- /Bre94/ Brendel T (1994) Entwicklung eines Diagnosesystems für Umformmaschinen zur Erhöhung der Verfügbarkeit. Dissertation, Universität Hannover
- /DE93/ Schutzrecht DE 4200205 (1993) Offenlegungsschrift. Anordnung einer Ziehkissendruckplatte an Umformmaschinen.
- /DE02/ Patentschrift DE 198 15 665 C2 (2002) Antriebseinrichtung für eine Arbeitsmaschine.
- /DIN551/ NN (1988) Ermittlung von Kennwerten für Pressen der Blechverarbeitung bei statischer Belastung. Deutsche Norm DIN 55189, Teil 1, Teil 2
- /DIN692/ NN (1996) DIN EN 692: Mechanische Pressen, Sicherheit. Beuth-Verlag, Berlin
- /DIN865/ NN (1990) Mechanische Einständerpressen und Zweiständerpressen, Abnahmebedingungen. Deutsche Norm DIN 8650/8651
- /Doe01/ Doege E, Straßer D, Vollertsen F (Hrsg.), Kleiner M (Hrsg.) (2001) Instabilitäten bei Pressen für den Karosseriebau. Idee – Vision – Innovation, Verlag Meisenbach Bamberg
- /Doe03/ Doege E, Brandt J (2003) Untersuchungen zum Reaktionsverhalten hydraulischer Überlastventile für weggebundene Pressen der Blechverarbeitung. Tagungsband zum XXII. Verformungskundlichen Kolloquium, Institut für Verformungskunde und Hüttenmaschinen, ISBN-3-902078-03-0, Februar 2003: 64–80
- /Doe80/ Doege E, Bockel G, Mohagheghi MD, Hanisch, M (1980) Einfluss der Umformmaschine auf die Werkstückgenauigkeit. HFF-Bericht Nr. 6, 10. Umformtechnisches Kolloquium Hannover, 12/13. März 1980
- /Doe99/ Doege E, Dittmann J, Hütte H, Menz R, Rüschi S, Schaprian M (1999) Innovative Entwicklungen in der Umformtechnik – Maschinen- und Verfahrensvarianten zur Sicherung hoher Genauigkeit in verkürzten Prozessen. 16. Umformtechnisches Kolloquium Hannover
- /EP97/ Europäische Patentschrift EP 0 786 297 B1 (1997) Antriebseinrichtung für eine Umformmaschine.
- /Fri91/ Friedland B, Haessig DA Jr (1991) On the modeling and simulation of friction. Transactions of the ASME, vol. 113
- /Gei99/ Geilker U (1999) Industrikupplungen: Funktion, Auslegung, Anwendung. Verlag moderne Industrie, Landsberg/Lech. Die Bibliothek der Technik, Band 178
- /Ger02/ NN (2002) GERB Schwingungsisolierungen. Woeste Druck + Verlag, Essen, 11. Auflage Berlin
- /Hal03/ Haller D (2003) Ziecheinrichtungen für mechanische Pressen. Konferenz Optimierung von Produktionsabläufen in der Blechverarbeitung. 16.–17. Oktober 2003, Prag
- /Han78/ Hanisch M (1978) Das Verhalten mechanischer Kaltfließpressen in geschlossener Bauart bei mittiger und außermittiger Belastung. Dissertation, Universität Hannover
- /Har97/ Harsch E, Viehweger B (1997) Tryout-Pressen für den universellen Einsatz. Werkstatt und Betrieb 130, 1997, 9

- /Hau95/ Hauger W, Schnell, W, Gross D (1995) Technische Mechanik 3 Kinetik. Berlin, Springer-Verlag
- /Häu00/ Häussermann M (2000) Vielpunktziehtechnik – Möglichkeiten und Werkzeuggestaltung. Internationale Konferenz, Neuere Entwicklungen in der Blechumformung, am 24. Mai 2000 in Fellbach
- /Hes02/ Hesselbach J, Doege E, Baumgarten J, Becker O, Cobzas A (2002) Entwicklung einer flexiblen Umformmaschine für inkrementelle Umformverfahren. UTF-Science, II. 2002, Meisenbach Verlag Bamberg
- /Hin00/ Hinderer U, Guilliard H (2000) Zukunftsorientierte Presswerkstechnologie. wt Werkstattstechnik 90, Heft 10
- /Hin98/ Hindermann M (1998) Entwicklung und Einsatz von Pressenantrieben mit unruunden Zahnrädern. Dissertation, Universität Hannover
- /Hof95/ Hoffmann H, Schneider F (1988) Die Großteil-Stufenpresse, Grundlage wirtschaftlicher Fertigungstechnik im Presswerk. Tagungsband Umformtechnisches Kolloquium Darmstadt
- /Hol00/ Holzmann G, Meyer H, Schumpich G (2000) Technische Mechanik Teil 2 Kinematik und Kinetik. Stuttgart, Teubner-Verlag
- /Hyl03/ Hylatechnik, Paul Chrubasik GmbH (2003) www.hylatechnik.de
- /Jeb77/ Jebe P, Neumann CP, Brandl J (1977) Lärminderung und Standmengenerhöhung beim Blechschneiden. Industriezeiger Nr. 33 v. 22 Heft 4: 586–589
- /Klo02/ Klotzbach S, Henrichfreise H (2002) Ein nichtlineares Reibmodell für die numerische Simulation reibungsbehafteter mechatronischer Systeme. ASIM 2002, 16. Symposium Simulationstechnik
- /Kür00/ Kürzinger F (2000) Neue Konzepte bei hydraulischen Produktionspressen. Internationale Konferenz, Neuere Entwicklungen in der Blechumformung, am 24. Mai 2000 in Fellbach
- /Lan84/ Lange K (1984) Umformtechnik. Handbuch für Industrie und Wissenschaft. Band 1: Grundlagen, Springer-Verlag, Berlin
- /Leh59/ Lehmann T (1959) Die Grundlagen der Ähnlichkeitsmechanik und Beispiele für ihre Anwendung beim Entwerfen von Werkzeugmaschinen der mechanischen Umformtechnik. Konstruktion: 465–473
- /Mäk61/ Mäkelt H (1961) Die mechanischen Pressen. München, Carl Hanser Verlag
- /Mäk70/ Mäkelt H (1970) Pressenhandbuch. TH. Kieserling & Albrecht Werkzeugmaschinenfabrik, 4. Auflage
- /Man91/ Manesmann Rexroth GmbH (1991) Grundlagen und Komponenten der Fluidtechnik, Hydraulik Band 1. Schleunungdruck, Markttheidenfeld
- /Mat80/ Matitschka G, et. al., Doege E (Hrsg.) (1980) Möglichkeiten zur Lärminderung an Schneidpressen. In: E. Doege (Hrsg.) HFF-Bericht Nr. 6, 10. Umformtechnisches Kolloquium Hannover, 12./13. März 1980
- /Moh81/ Mohagheghi MD (1981) Das Steifigkeitsverhalten von C-Gestell-Exzenterpressen bei mittiger und außermittiger Belastung. Dissertation, Universität Hannover
- /Mue93/ Müller Weingarten AG (1993) Aktive Schnittschlagdämpfung an hydraulischen Pressen. Bänder Bleche Rohre; Band 2: 44–46
- /Oli64/ Olivo G (1964) Prüfung der statischen Steife von Excenter- und Kurbelpressen. Maschinenbautechnik 13: 345–352

- /Pah96/ Pahl KJ (1996) Hydraulische Presse mit Mehrpunktziehkissen, automatischem Werkzeugwechsel und Werkzeuglager. Konferenz-Einzelbericht: 15. Umformtechnisches Kolloquium, Hannoversches Forschungsinstitut für Fertigungsverfahren (HFF), HFF-Berichte, Band HFF-13: 159–171
- /Pah98/ Pahl KJ (1998) Ziehkissen für das Ziehen von Edelstahlspühlen. Konferenz-Einzelbericht, Neuere Entwicklungen in der Blechumformung, Stuttgart, DMG Oberursel
- /Pod67/ Podrabinnik M, Rodov EM (1967) Über die Steifigkeit mechanischer Pressen zum Kaltfließpressen und die Genauigkeit der hergestellten Teile. Draht 18: 208–212
- /Sch02/ Schaprian M (2002) Weiterentwicklung und Umsetzung von Pressenantrieben mit unrunden Zahnrädern. Dissertation, Universität Hannover
- /Sch03a/ Schuler Akademie (2003) Schuler SMG GmbH & Co.KG
- /Sch03b/ Autorenkollektiv (2003) Verfahrensbeschreibung für das Taumelpressen. Information durch die Heinrich Schmid AG, Jona, Schweiz
- /Sch03c/ Schulte M, Volkmar E (2003) Unfallverhütung an Pressen. Erich Schmidt Verlag, Berlin
- /Sch68/ Schwer W, Hoppe H (1968) Zum Genauigkeitsverhalten mechanischer Pressen. Mitteilungen DFBO: 90–95
- /Sch71/ Schertel HA (1971) Untersuchungen zum Problem der Wärmeübertragung an Reibungsbremsen. Dissertation, Technische Universität Berlin
- /Sch81/ Schürr H (1981) Scherschneiden von Blech mit elektronisch-hydraulischer Schnittschlagdämpfung. wt – Zeitschrift für industrielle Fertigung 71, Nr. 2: 71–75
- /Sch83/ Schey J (1983) Tribology in Metalworking. Ontario, Canada
- /Sch92/ Schneider F, Brandstetter R, Hoffmann H (1992) Großteilstufenpresse mit Saugertransfer – ein neues Fertigungskonzept. VDI-Berichte 946, Düsseldorf, VDI Verlag
- /Sch93/ Schneider F, Dexling H (1993) Innovative Maschinentechnik zur flexiblen Produktion in der Blechumformung. Tagungsband 14. Umformtechnisches Kolloquium Hannover, 17.–18.5.1993, HFF-Berichte 12
- /Sch96/ Autorenkollektiv (1996) Handbuch der Umformtechnik. Hrsg. Schuler GmbH, Springer Verlag, Berlin
- /Sei84/ Seidel HJ (1984) Lärminderung an mechanischen Schneidpressen durch Beeinflussung des Kraft-Weg-Verlaufs. VDI-Fortschrittsberichte Reihe 2 Nr. 83. VDI-Verlag Düsseldorf
- /Teu82/ Teurine J (1982) Untersuchung des Steifigkeitsverhaltens und der Führungsgenauigkeit von Schmiede-Exzenterpressen. Dissertation, Universität Hannover
- /US01/ United States Patent US 6,289,754 B1 (2001) Drive Apparatus for a forming machine.
- /UVV97/ NN VBG 7n5.1 (1997) Unfallverhütungsvorschrift: Exzenter- und verwandte Pressen. Hauptverband der gewerbl. Berufsgenossenschaften
- /VDI2.../ NN VDI-Richtlinie 2241, Blatt 2 (1984) Schaltbare fremdbetätigtes Reibkupplungen und -bremsen; Systembezogene Eigenschaften, Auswahlkriterien, Berechnungsbeispiele. VDI-Verlag, Düsseldorf
- /Zei91/ Zeidler R, Petter W, Geist G (1991) Zweifachwirkende Ziehpresen ohne Einschränkung ersetzbar. Bänder Bleche Rohre, Band 32, Heft 12

Sachverzeichnis

- Abbrand 549
Abgraten 559
Abnahmebedingung 875
Abrasion 413, 584
Abschnittsmesser 528
Abstreckziehvorgang 324
Adhäsion 412, 452, 584
Alterung 24
Aluminium 95, 444, 662
Aluminiumknetlegierung 663
 aushärtbar 445, 665, 674
 nicht aushärtbar 664
Anfangsverlagerung 877
Anisotropie 37, 48, 94, 164, 451
Anschlagzug 323
Anstauchen 472, 507, 521
Antrieb
 Gelenk- 753
 mehrgliedrig 859
Arbeitsenergie 714, 715
Arbeitsvermögen 741, 813
 Gesamt- 820
 Rest- 820
Armierung 516, 597
Auffederung 609, 887
 elastisch 627
 vertikal 820
Aufkohlen 424
Aufschweißung 327
Aufstellung
 überkritisch 856
 unterkritisch 857
Auf treffstoß 805
Aufweitung 505, 515
 Matrizen- 516
 Ring- 522
 Schneidspalt- 537
 thermis ch 513
Ausgleichsbohrung 335
Aushebeschräge 567
Ausknicken 485
Auslagern 672
Austenit 27
Austenitisierung 563
Auswerfer 338, 569, 570, 646
 aktiv drehend 569
Automatisierung 554

Bärschloss 726
Batteriebecher 391
Bauschinger-Effekt 19, 161
Beanspruchung 264, 512
 chemisch 585
 mechanisch 512, 583
 thermis ch 512, 578
 tribologisch 584
 zyklisch 514
Belastung
 dynamisch 890
 statisch 887
Berechnungsmodell
 elementar 320
Biegen 504, 512, 521
 Gesenk- 512
Biegeumformung 12
Biegeverbindung 385
Bildverarbeitung 317
Blausprödigkeit 23, 94, 95
Blechaufdickung 341
Blechdickenabnahme 263
Blechdickenänderung 321
Blechhalterstößel 842
Blechronde 263
Blechzuschnitt 323
Bodenfalte 396
Bodenreißkraft 280
Bodenrundung 318
Bondern 651
Bördelmaschine 399

- Bördeln 384
Batterie- 392
Press- 390
Roll- 387, 390
Schrumpf- 387
Streck- 387
Bordhöhe 388
Borieren 422
Bornitrid 607
Brechplatte 767
Breiten 498
Bremse 785
 gedämpft 791
 nasslaufend 785
 Reib- 785
 trockenlaufend 785
Bremsmoment
 dynamisch 794
 stationär 794
Bremszeit 797
Bruchdehnung 16
- Cartridgeventil 771
CCD-Kameras 317
Chromnitrid CrN 435
Chrubasik 809
Coulomb 235
CVD 425
- Dämpferelement 854
Dauerfestigkeit 22, 25
Dehngrenze 16
Dehnung 57, 115, 131
 bezogen 473
 elastisch 16, 627
 thermisch 513
Dichtungssystem 351
DIN 55189 879, 887
DIN 8650 875
DIN 8651 875
DLC-Schicht 436
Doppel-Exzenter 758
Doppelständerbauweise 755
Drahtebördler 385
Druck
 magnetisch 368
Druckbeanspruchung 264
Druckbeaufschlagung 356
Druckberührzeit 583, 607, 622
Druckmedium 350
- Druckstelzen 751
Drucksteuerung 351
Druckstifte 803
Druckumformung 11, 499
Druckwaage 769
Duktilität 18
Duplex-Schicht 437
Durchdrücken 623
Durchwärmzeit 545, 546
- Eigenfrequenz 854
Eigenspannung 19, 32
 thermisch 515
Einbauhöhe 882
Einlauf 325
Einschrumpfen
 thermisch 594, 656
Einständerbauweise 755
Eintauchtiefenregelung 853
Einzelwerkzeug 327
Elastizitätsmodul 135, 139
Elastizitätsrechnung 98, 126, 127
Elastomerfeder 334
Elementsteifigkeitsmatrix 212
Elementtypen 210
Energiegehalt 813
Energiespeicher 813
Entfestigungsvorgang 449
Entgraten 521
Entkohlung 543, 551
Entzunderung 501
Erregerfrequenz 854
Ersatzmassenträgheitsmoment 814
Erwärmung
 direkt 544
 indirekt 542
 induktiv 544
 konduktiv 548
Explosionsverfahren 366
Exzenterantrieb 745
Exzenterwelle 746
Exzentrizität 758
- Fallhammer 720
Falte
 1. Art 323
 2. Art 323
Falzen 395
Falzformer 399
Falzformmaschine 398

- Falznaht 396
 Falzverbindung 395
 Falzzudrückmaschine 398
 Faserverlauf 497, 518, 663
 Federcharakteristik 333
 Federelement 333, 854
 Federkennlinie 334
 Federungsarbeit 820
 Ferrit 27
 Fertigform 490
 Festigkeit 18, 19, 48
 Finite-Element-Methode 187, 206
 Flächenpressung 337
 spezifisch 787
 Flanschbereich 263
 Flanscheinzugskraft 263
 Flanscheinzugsmaß 263
 Flanscheinzugsweg 268
 Fließbedingung 149, 159, 173, 631
 Fließfigur 449
 Fließhypothese 478
 Fließkriterium 161, 167
 Fließkurve 17, 66, 117, 156, 290, 489,
 619, 648, 678
 Fließort 159
 Fließpressen 623
 Napf-Rückwärts- 510
 Voll-Vorwärts- 627
 Vorwärts- 510
 Fließpresswerkzeuge 596
 Fließregel 148, 159, 168, 170, 173
 Fließspannung 66, 94, 123, 268, 542
 mittlere 484, 631
 Fließwiderstand 522
 Fluidzell-Umformung 357
 Folgezug 323
 Förderstromanpassung 827
 Formänderung 117, 119, 126, 131, 145,
 321, 472
 bezogen 58, 634
 elastisch 116
 Haupt- 59
 logarithmisch 58, 634
 plastisch 116, 123
 tangential 318, 321
 Vergleichs- 156, 321
 Formänderungsanalyse 316, 317, 321
 Formänderungsarbeit 184
 spezifisch 181
 Formänderungsgeschwindigkeit 123,
 126, 149, 201
 Vergleichs- 156
 Formänderungsvermögen 488, 622
 Formanteil 283
 Formfaktor 685
 Formfunktion 215, 217
 Formgenauigkeit 366
 Formrecken 508
 formschlüssig 384
 Formstauchen 508
 Freiformschmieden 4, 490
 Freischaltzyylinder 610
 Fügeverfahren 259
 Führung
 Stößel- 526, 739
 Fundamentierung 727, 740, 854
 Gasdruckfeder 334
 Gesamtziehverhältnis 296
 Gesenk 566, 606
 -belastung 554, 669
 -erwärmung 513
 -formen 497
 geschlossen 566
 -kühlung 598
 Schmiede- 595, 597
 -schmiedeteile 496
 -teilung 519, 566
 Gestell
 C-Gestell 755
 O-Gestell 755
 Gitterstruktur
 hexagonal 38
 kubischflächenzentriert 38
 kubischraumzentriert 38
 Gleichmaßdehnung 16, 117
 Gleitebene 39
 pyramidal 449
 Gleiten
 alternierend 449
 prismatisch 449
 pyramidal 449
 Gleitreibung 234, 627
 Glühen 28
 Graphit 598
 Gratbahn 519, 522
 Gratspalt 499, 522, 566
 Grenzformänderungskurve 317
 Grenzziehverhältnis 297
 Maxima 450

- Gummiziehverfahren 366
- Haftriebung 234
- Halbwarmumformung 553
- Halbzeug 4
- Hammer 523, 616, 621
- Hammerführung 725
- Hammergestel 724
- Härte 31, 564, 581, 584, 593, 595
 Warm- 613, 615
- Härten 9, 28, 563
- Härteprüfung 31
- Hartstoffschicht 591
- Hartverchromen 425
- Hauptformänderung 316
- Hauptschubspannung 105, 110
- Hauptspannung 105, 108, 110, 628
- Hill 164
- Hinterschneidung 566, 570
- Hinterschnitt 366
- Hiproantrieb 753
- Hochdruckblechumformung 356, 357
- Hochgeschwindigkeitsscherschneide 852
- Hohlform-Werkzeug 359
- Hooke'sche Gerade 16
- Hooke'sches Gesetz 116, 127, 134
- Hub 759
- Hubbalken
 einseitig 557
 zweiseitig 555
- Hubbalkentransport 543
- Hubhöhe 758
- Hubverstellung 758
- Hydraulikzylinder 341, 348, 826
- Hydro-Mec-Verfahren
 aktive 353
- IHU-Werkzeug 359
- Induktor 544
- Inkompressibilitätsgleichung 316, 319
- Innendruck 516
- Innenhochdruck-Umformung 358
- Isoliergrad 855
- Kalibrieren 571
 Kalt- 517, 565
- Kaltaufschweißung 324, 444, 453
- Kaltfließpressen 746
- Kaltverfestigung 354, 658
- Kaltvorformen 365
- Kanalfalzmaschine 400
- Karosseriefertigung 838
- Keil 863
- Keilgetriebe 574
- Keramik 593
- Kerbschlagzähigkeit 540
- Kippmoment 880
- Kippsteifebeiwert 886
- Kippung 526, 880, 887
- Klemmziehtechnik 806
- Kniehebelantrieb 752
- Kompensationszylinder 832
- Komplettantrieb 801, 862
- Kontaktnormalspannung 580
- Kontaktzone 538
- Kontinuitätsbedingung 126, 134, 146, 154, 173, 193, 202
- Konturmessung 586
- Konvektion 580
- Kornwachstum 667, 679
- Korrosionsbeständigkeit 450
- Korrosionsschutzbeölzung 453
- Kraftanteil 175, 480, 638
 ideal 628
 Streifenbiegungs- 242
- Kräftegleichgewicht 126, 128, 145, 149, 172, 192, 201, 477, 630
- Krafteinleitung 626
 mittelbar 176, 177
 unmittelbar 175
- Kragenhöhe 388
- Kragenziehen 387
- Kreisringkolben 344
- Kriechen 24, 45
- Kriechneigung 447
- Krümmung 19
- KTL-Ersatzlackierung 454
- Kugelkalotten 349
- Kugelspindel 763
- Kunststoff 334, 453
- Kuppeln
 gedämpft 791
- Kupplung 785
 hydraulisch 862
 Lamellen- 790
 nasslaufend 785
 Reib- 785
 trockenlaufend 785
- Kupplungs- Bremskombination 800

-
- Kupplungszyylinder 786
Kurbelwelle 746
Kurbelwellendrehzahl 609
- Längswalzen 509
Langteile 573
Ledeburit 27
Lochen 521, 560
- Magnesium 16, 447, 662, 664, 675
Manipulator 492
Martensit 29, 49, 365, 581
Maschinensteifigkeit 894
Massenausgleich 782
 rotatorisch 783
 vertikal 783
Massenträgheitsmoment 814
Masseverteilung 497, 504, 509, 526
Materialauftrag 672
Materialeinzug 343
Materialsteifigkeitsmatrix 211
Matrize 338, 516, 568
 ortsfest 569
 schwimmend 568, 574
Matrizenöffnung 659
Mehrachsenschlag 744
Mehrpunktziehkissen 805
Messaufbau 887
Messrastertechnik 316
Mikrobrechen 415
Mikroermüden 414
Mikropflügen 414
Mikroriss 532
Mikrospanen 414
Mischkristall 50
Mohrscher Spannungskreis 102
 ebener Spannungszustand 105
 einachsiger Zug 102
 räumlicher Spannungszustand 110
Moment 787
- Nachgreifgeschwindigkeit 798
Nachlaufzeit 796
Nachverdichtung 689
Näpfchenprüfung 297
Näpfchenprüfung nach Swift 297, 298
Näpfchen-Versuch 298
Napfformstauchen 569
Nebenformänderung 316
- Nennkraftweg 813
Nennkraftwinkel 813
Niederhalter 262, 322
 elastisch 346
 -fläche 324
 gummielastisch 346
 -kraft 333
 pulsierend- 344
 schwingend 346
 segmentiert 343
 starr 341, 342
 -stöbel 338
Niederhalterkrafteinleitung
 lokal 341
Nitrieren 420
Normalspannung 98, 100, 634
- Oberdruckhammer 721
Oberflächenbehandlung 592, 649
Oberflächenbeschichtung 454
Oberflächenfehler 488
Oberflächenkenngröße 228
 Abbott-Kurve 233
 Maximale Profilhöhe 231
 Maximale Profilkuppenhöhe 230
 Zehnpunkthöhe 231
Oberflächenrisse 590
Oberflächenzerrüttung 417
Oberflurbauweise 746
Öffnungswinkel 635, 640, 644
O-Gestellbauweise 850
Oxidschicht 445
- PACVD 430
PAPVD 432
Perlit 27
Phosphatieren 651
Pinole 340
Planetengerüste 802
Plastizitätsrechnung 98, 126, 148, 171, 187
Plastizitätstheorie 628
 elementare 182, 474, 646
Pneumatikkolben 804
Poissonzahl 136, 139
Porenwachstum 530, 532
Post-Prozessor 207
Postulat
 Drucker 160
Prandl-Reuss 221

- Präzisionsschmieden 7, 524, 567, 574
Pre-Prozessor 207
Pressbüchse 623, 635, 640, 652
Pressdorn 570
Pressdüse 627
Presse
 4-Punkt-Kniehebel- 752
 Doppelständer- 850
 doppeltwirkend 322, 338
 doppeltwirkende Zieh- 842
 Einarbeitungs- 871
 einfachwirkend 322, 333, 340
 einfachwirkende Zieh- 844
 Exzenter- 621, 746, 858
 Exzентerschmiede- 861
 Großteil-Greifer-Transfer- 846
 Großteil-Kompaktsauger- 849
 Großteil-Sauger-Transfer- 847
 Großteil-Transfer- 847
 Hydraulik- 718
 hydraulisch 622, 670, 823
 Keil- 863
 Kniehebel- 717, 751, 858
 Kopf- 843
 Kupplungsspindel- 715
 Kurbel- 670, 745, 746
 Mehrpunkt- 777
 Multi-Curve- 874
 Münzpräge- 868
 Quintus-Fluidzell- 357
 Schmiedeezxenter- 862, 863
 Schnellläufer 850
 Spindel- 621, 670, 730, 731, 735,
 744
 Taumel- 868
 Viersäulen- 850
 Vierständer- 850
 Waagerecht-Schmiede- 864
 Weggebundene Schmiede- 861
 Zwei-Punkt- 862
Pressensicherheit 797
Pressenstraßen 840, 841
Pressensysteme 838
Pressentisch 338
Presshärten 365
Prüfeinrichtung 296
Pulverschmierung 605
Pumpe 824
 Axialkolben- 824, 827
 Hydraulik- 824
 Zahnrad- 824
PVD 426
Querdehnung 136
Querschnittsvorbildung 504, 669
Quertransport 864
Querwalzen 509
Radiallängung 319, 320
Radiallinie 320
Radiuskorrektur 319
 -wert 320
Randschicht 579
Recken 507
Reckstauchen 510
Reckwalzen 509, 521
Reibanteil 480
Reibfaktormodell 240
Reibgesetz
 Coulomb 235, 630
 Shaw 241
Reibkraft 271, 490, 498, 634, 640
Reiboxidation 584
Reibscheibe 786
Reibscheibenträger 786
Reibscherubspannung 642
Reibung 297, 322, 523
 Festkörper- 226
 Flüssigkeits- 226
 Gas- 226
 Grenzschicht- 226
 Misch- 226
 Schulter- 633
 Wand- 632
Reibungsanteil 283
Reibungskoeffizient 790
Reibungskraft 178
Reibungsverhältnis 472
Reibungszustand 225
Reibwertermittlung
 IFUM-Flachstreifenziehversuch 244
 IFUM-Streifenziehversuch 242
 Keilzugversuch 247
 Renault-Verfahren 244
 Ringstauchversuch 249
 Stabzugversuch 245
 Streifenziehversuch nach Duncan
 248
 Reibzahl 640
 -modell 236
 Reinigungstauchbäder 453

- Reißer 322
 Rekristallisation 53
 dynamisch 449
 primär 54
 sekundär 56
 Remeshing 222
 Resonanzkurve 855
 Rillenmesser 538
 Rissbildung 33, 452, 488, 575, 602
 Rissfortschreitung 531
 Roboter 558
 Schmiede- 492
 Sprüh- 604
 Röhrenmodell 187, 191
 Rückbiegekraft 271
 Rückfederung 323
 Rundkneten 508
- Sägen 527, 667
 Sattel 493
 Säulenführung 326
 Säulenführungsstell 568
 Scheibenelement 630
 Scheibenmodell 187, 190, 629
 Scherbarkeit 539
 Schere
 hydraulisch 534
 mechanisch 534
 Scheren 500, 527
 Scherfehler 532
 Scherflächen 532
 Schermesser 528, 536
 Scherwiderstand 541
 Scherzone 529
 Schieberelement 570
 Schiebung 131, 133
 Schiebungsarbeit 635
 Schiebungskraft 178, 642
 Schiebungsverlust 640
Schlagwirkungsgrad 720
 Schließebene 882
 Schließfeder 568
 Schließkraft 499, 568, 570
 Schließplatte 569
 Schließsystem 567
 Schmiedehammer 670, 719
 Schmiedeindustrie 496
 Schmieden
 im geschlossenen Gesenk 499
 mit Grat 499, 519, 522, 583
- ohne Grat 500, 524
 Schmierstoff 598, 672, 679
 Schmierstoffdüse 602
 Schmierung 596
 elektrostatisch 605
 Schneideanlage 851
 Schneidkante 322
 Schneidspalt 537
 Schneidstempel 560
 Schnittflächenqualität 562
 Schnittgeschwindigkeit 851
 Schnittschlag 808, 853
 Schnittschlagdämpfung 807
 Schockwelle 368
 Schrägführung 572
 Schrankenverfahren 187, 197
 obere Schranke 199, 203
 untere Schranke 198, 204
 Schraubenfeder 333
 Schubmodul 135, 139
 Schubspannung 98, 100
 kritisch 40
 maximal 40
 Schubumformung 12
 Schwingungen 344
 Schwungrad 742, 813
 Sickenmaschine 389
 Sickenwalze 388
 Siliziumnitrid 595
 Simulation 187, 515
 Blechumformung 164
 FEM- 206
 Stofffluss 209
 Vorwärts- 505
 Sintern 593
 Solver 207
 Spalten 512
 Spaltstück 541
 Spannung
 ideell 265
 radial 265
 Vergleichs- 155, 159, 516, 530
 Spannungsarmglühen 658
 Spannungs-Dehnungs-Diagramm 117
 Spannungsinvariante 112
 Spannungsverlauf 474
 Spannungszustand 11
 eben 129, 142
 einachsig 65
 räumlich 130
 Speicher

- antrieb 828
- Hydraulik- 825
- Sprengstoff 368
- Stadienfolge 500, 520
- Stahl
 - borlegt 365
- Stahldruckfeder 333
- Standarddämpfer 810
- Standmenge 577
- Stanzautomat 850
- Stauchbeanspruchung 264
- Stauchen 498, 507
- Stauchkraft 486
- Stauchprozess 740
- Stauchverhältnis 485
- Steifebeiwert 884
- Steifigkeit 876
 - vertikal 820
- Steigen 498
- Stempel 322
 - übertragbar 280
- Stempelkantenradius 263
- Stempelkantenumrundung 263, 322
- Stempelkraft 742
- Stick-Slip-Effekt 790
- Stickstoff 334
- Stickstofffeder
 - autonom 335
 - gesteuert 336
 - offen 335
- Stickstoffzyylinder 335
- Stoffanhäufung 507, 510
- Stofffluss 319, 568
 - sensor 319
 - Simulation 209
- Stoffgesetz 117, 126, 146, 158, 173, 194, 203
- Stoffverdrängung 507
- Stollenführung 326, 883
- Stößelbeschleunigung 749
- Stößeldruckpunkt 777
- Stößelgeschwindigkeit 748
- Stößelgewichtsausgleich 780
- Stößelkinematik 608, 747, 760
- Stößelkippung 575, 653
- Stößelkraft 760
- Stößelverstellung 761
- Stößelweg 748
- Stößel-Weg-Zeitverlauf 716, 745
- Strangpressen 659, 660, 678
- Streckgrenze 16, 24
- Streckziehen 263
- Streifenmodell 187, 189
- Striebeck-Kurve 227
- Stromeindringtiefe 545
- Substrat 427
- Systemsteifigkeit 894
- Tailored-Blanks 343
- Teilungsebene 570
- Tellerfeder 333
- Theorie
 - elementar 187
- Thixoschmieden 7, 685
- Tiefziehen 262
 - hydromechanisch 350
 - im Anschlag 262, 296
 - mit Wirkmedien 350
 - wirkmedienbasiert 350
- Tiefziehprüfung 297
- Tiefziehwerkzeug 262, 322
- Titanaluminiumnitrid TiAlN 435
- Titankarbid TiC 434
- Titankarbonitrid TiCN 435
- Titanitrid TiN 434
- TNT 368
- Trennen 526
 - thermisch 363
- Trennverfahren 512
- Tresca 155, 159, 161, 166
- Tribologie 411
- Tribosystem 412
- Trockenschmierstoff 447
- Tuschiervorgang 341
- Überflurantrieb 850
- Überlastsicherung 765
 - hydraulisch 769
- Umformarbeit 175, 182, 483
 - ideell 179
- Umformen 561, 623, 649, 667, 685
- Umformgeschwindigkeit 65, 689
 - Vergleichs- 157
- Umformgrad 57, 94, 115, 119, 472
 - maximal 472, 640
 - mittlerer 648
 - Vergleichs- 157
- Umformkraft 175, 483
 - ideell 178, 270, 629
- Umformmaschine 745
- Umformprozess 505

- Umformstufe 501, 554
 Umformung
 elektromagnetisch 368
 Halbwarm- 8, 717
 Kalt- 4, 8, 52, 94, 717, 865
 Kaltmassiv- 124, 649
 Massiv- 469, 598
 mehrdirektonal 573
 Warm- 4, 8, 53, 94, 361, 717
 Warmmassiv- 124, 591, 616
 wirkmedienbasiert 349
 Umformvermögen 451, 497, 542
 Umformwärme 184
 Umformwirkungsgrad 184
 Unstetigkeit 452
 Unterflur
 -antrieb 850
 -bauweise 750
- Variationsprinzip 206
 VDI 3145 879
 VDI 3193/3194 879
 Ventile 825
 Verbindung
 mittelbar 386
 unlösbar 385
 unmittelbar 386
 Verdrängerprinzip 803
 Verfestigung 52, 268
 isotrop 161
 kinematisch 161
 Verfestigungsgesetz 161, 169
 Verformung
 elastisch 15
 plastisch 15, 42
 Verformungsmechanismus 44
 Verformungstextur 663
 Vergleichsspannung 530
 Vergüten 9, 563
 Verlagerungsverlauf 898
 Verlustarbeit 821
 Vermessung
 optisch 317
 Versatz 887
 Verschleiß 412, 575, 690, 808
 Fortschritt 581
 Mantelflächen- 808
 Prüfanlage 585
 Stirnflächen- 808
 tribochemisch 416
- widerstand 584, 592
 Verschleißmechanismen 584
 Versetzungen 44, 49
 Versetzungsdichte 47, 48
 Verstellpumpensystem 827
 vertikale Auffederung 879
 Verzunderung 543, 549, 551
 Viellagenbeschichtung 437
 Vielpunkttechnik 805, 830
 Vielpunktzieheinrichtung 341, 347
 Vierständerbauweise 756
 Volumenkonstanz 149, 473, 483, 629, 648
 von Mises 154, 155, 159, 162, 166, 167, 168, 173
 Vorgelege 813
 Vornehmwalze 390
 Vorrecken 354
- Waagerechtschmiedemaschine 600
 Walzenzustellung 509
 Warmarbeitsstahl 679
 Wärmebehandlung 327, 365, 563, 620
 P-Behandlung 564
 Wärmekapazität 361
 Wärmeleitfähigkeit 583
 Wärmeleitung 794
 Wärmeriss 691
 Wärmeübergang 223, 512, 607, 794
 Weiterschlag 296
 Werkstoffanteil 285
 Werkstoffeigenschaft 496
 Werkstofffluss 347, 519
 Werkstoffmodell 123, 158
 Werkstücktransport 554, 558
 Werkzeugbeheizung
 partiell 363
 Werkzeugbeschichtung 327
 Werkzeug-Einbauhöhe 761
 Werkzeugführung 883
 Werkzeuggrundtemperatur 513, 578, 580, 602
 Werkzeuginnenkühlung 599
 Werkzeugoberfläche 513
 Werkzeugstandmenge 640
 Werkzeugsteifigkeit 894
 Werkzeugsystem 568
 Winkelgeschwindigkeit 753
 Wirkmedium 366
 Wirkmediumdruck 350

- Wöhlerkurve 25
Wolframkarbid-/Kohlenstoffschicht 436
- Zahnrad
 präzisionsgeschmiedet 569
 unrund 609, 753
- Zarge 318
Zargenbereich 265
Zementit 27
Ziehanlage 324
Ziehapparat
 vorbeschleunigt 844
- Ziehfolie 452
Ziehkissen 802
 angetrieben 829
 ECO-Kissen 832
 mitfahrend 830
- Ziehkissenplatte 802
Ziehkissensystem
 hydraulisch 805
 pneumatisch 804
- Ziehleiste 325
Ziehring 262, 322
- Ziehringradius 263
Ziehringrundung 322, 323
Ziehpalt 322, 323
Ziehstempel 262
Ziehstöbel 338, 842
- Ziehteilboden 265, 318
Ziehteilflansch 450
Ziehteilzarge 450
Ziehtiefe 319
Ziehverhältnis 268, 299, 323
Ziehwulst 325
Zipfelbildung 298, 452
Zipfligkeit 298
Zugbeanspruchung 264
Zugdruckumformung 11
Zugfestigkeit 16, 24
Zugumformung 12
Zulegwalze 390
Zweihandschaltung 797
Zwischenform 574
Zwischenglühen 296
Zylinderstauchversuch 95, 489