

Wärmeabtransport mit dem Span sind von wesentlicher Bedeutung für die Modellgüte. Ein Gedankenexperiment verdeutlicht diese Tatsache: Würde sich das Werkstück bei einem freien orthogonalen Schnitt mit unendlich hoher Rotationsgeschwindigkeit bewegen, würde die eingebrachte Wärme der vorherigen Werkstückumdrehung durch die nachfolgende Umdrehung und dessen Materialabtrag wiederum vollständig entfernt, da die Wärme Zeit benötigt, um in das Werkstückinnere einzudringen.

Das Berechnungsergebnis der makroskopischen Modellskala ist das instationäre Temperaturfeld sowie das thermo-elastische Deformationsfeld des Werkstücks zu diskreten Prozesszeitpunkten. Auf dieser Grundlage können geeignete Maßnahmen zur Prozessoptimierung getroffen werden. Zum einen kann durch die Wahl der Schnittstrategie, Schnittparameter und Werkzeuge der Wärmeeintrag in das Werkstück reduziert und gesteuert werden. Zum anderen können sie durch eine angepasste Werkzeugbahn kompensiert werden, falls diese Reduktion durch sonstige Restriktionen noch immer zu unzulässigen thermo-elastischen Deformationen führt.

### 5.1.3 Modellabgrenzung

#### *Demarcation*

Die zu modellierenden Vorgänge der mesoskopischen Modellskala konzentrierten sich auf die Simulation der Umwandlung von plastischer Arbeit und Reibarbeit in thermische Energie. Der Umsatz dieser Energieformen in chemische Energie und sonstige Energieformen wurde von der Modellierung ausgeschlossen. Bisherige Forschungsarbeiten haben nicht gezeigt, dass dieser Aspekt den Wärmefluss in das Werkstück unter den gewählten Prozessbedingungen beeinflusst.

Auf makroskopischer Modellskala wurden die Effekte Konvektion, Wärmeleitung und Strahlungsemissionen in die Umgebung simuliert. Verglichen mit dem Wärmeeintrag durch den Zerspanprozess wirken sich diese Effekte verhältnismäßig gering auf das Temperaturfeld im Werkstück aus, vgl. Kapitel 4. Um jedoch eine möglichst genaue Berechnung zu gewährleisten, wurden die Phänomene ebenfalls für das Umgebungsmedium Luft modelliert.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Werkstoff C45E im normalisierten Zustand untersucht und modelliert. Weitere Werkstoffe können in dem Modell zukünftig durch entsprechende Änderungen der Werkstoffmodellparameter analysiert werden. Als Schneidstoffe wurden unbeschichtete sowie mit TiN und (Al, Ti, Cr)-N beschichtete Hartmetalle verwendet.

Das Mehrskalenmodell wurde derart konzipiert, dass sich prinzipiell beliebige, rotationssymmetrische Drehprozesse, wie das Außenlängsrunddrehen oder das Einstechdrehen, simulieren lassen. Andere spanende Verfahren wie z. B. Bohren oder Fräsen wurden in dieser Arbeit nicht analysiert. Der Betrachtungsrahmen endet zum einen an der Schnittstelle zwischen Spannmittel und Werkzeugmaschine und zum anderen innerhalb des Werkzeugs, in diesem Fall an den Grenzen eines Ausschnitts der Wendeschneidplatte des Drehprozesses.

Prinzipiell setzen sich die Wärmeflüsse auch an diesen Schnittstellen fort, sodass weiteres Verzugspotenzial durch die Erwärmung der entsprechenden Komponenten entsteht. Auch eine rückwirkende Wärmeleitung von erwärmten Maschinenkomponenten auf das Werkstück ist denkbar. Solche Effekte wurden in dieser Arbeit jedoch nicht untersucht bzw. gezielt unterdrückt und sind Gegenstand weiterer Forschungsarbeiten, vgl. Gliederungspunkt 2.2.

## 5.2 Modellierung der Spanbildung zur Berechnung des thermomechanischen Energieumsatzes

### *Modelling of chip formation to calculate the thermomechanical energy conversion*

In diesem Abschnitt werden zunächst unabhängig von der gewählten numerischen Simulationsmethode die Randbedingungen sowie Eingangsmodelle und -parameter der mesoskopischen Modellskala zur Simulation der Spanbildung definiert. Das Spanbildungsmodell dient zur Berechnung des thermomechanischen Energieumsatzes und beinhaltet die Berechnung einer Zwischengröße zur Beschreibung des Wärmeeintrags in das Werkstück als Skalenkopplung zwischen mesoskopischer und makroskopischer Skala.

Um das zuvor vorgestellte Modellkonzept und dessen Anforderungen bezüglich der mesoskopischen Modellskala umzusetzen, werden zunächst Methoden zur Bestimmung der o. g. Zwischengröße diskutiert. Zu diesem Zweck wird zunächst eine Methodik erläutert, um den Wärmestrom in das Werkstück im Spanbildungsmodell in Form einer abstrahierten Wärmequelle zu berechnen.

Abbildung 5-2 zeigt diesbezüglich anhand eines einfachen orthogonalen Schnitts zwei Vorgehensweisen. Die Grundidee beider Methoden ist es, die interne Wärmeenergie in verschiedenen Volumenkörpern über die Zeit zu bilanzieren. Im linken Teil der Abbildung ist ein Bilanzvolumen  $W$  (gestrichelte Markierung) eingezeichnet. Dieses umfasst den gesamten Ausschnitt des modellierten Werkstücks nach Abnahme eines Spanes. Während des Zerspanprozesses fließt ein gewisser Wärmestrom  $\dot{Q}_W$  in dieses Bilanzvolumen, wie die Isothermen unterhalb der Werkzeug-schneide zeigen. Der Wärmestrom bewirkt eine Änderung der internen Wärmeenergie  $Q_w$  im Bilanzvolumen  $W$ . Im unteren Teil des Bildes ist dies für eine lineare Zunahme, d.h. einen konstanten Wärmestrom  $\dot{Q}_W$ , visualisiert. Der Wärmestrom bzw. die Leistung der Wärmequelle  $\dot{Q}_W$  lässt sich für den linken Fall nach Gleichung 11 berechnen. Da das Temperaturfeld im Bilanzvolumen nicht homogen ist, muss die interne Wärmeenergie für infinitesimale Volumenelemente über dem Bilanzvolumen für das aktuelle Temperaturfeld und die Bezugstemperatur  $T_0$  integriert werden.



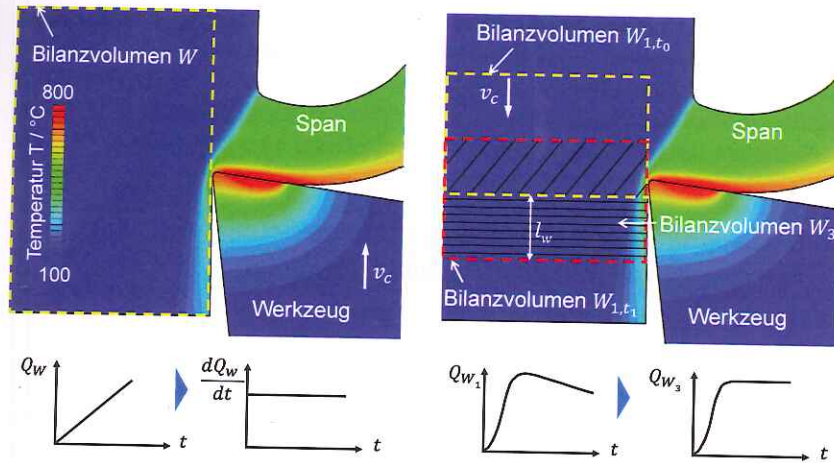


Abbildung 5-2: Bilanzvolumen zur Bestimmung des Wärmeeintrags in das Werkstück  
 Scheme to calculate the rate of heat flow into the workpiece

Die zeitliche Ableitung der Wärmenergie im Bilanzvolumen entspricht dem gesuchten Wärmestrom  $\dot{Q}_W$ .

$$\dot{Q}_W = \frac{dQ_W}{dt} = \frac{d(\int_W c_p(T) \cdot \rho(T) \cdot T \, dW)}{dt} \quad (11)$$

In numerischen Modellen kann das Integral durch eine Summe der Wärmeenergien in den einzelnen Diskretisierungselementen  $i = 1$  bis  $n$  mit der Gesamtelementanzahl  $n$  ersetzt und auf das diskrete Zeitinkrement  $\Delta t$  bezogen werden, Gl. 12 und 13.

$$Q_W(t) = \sum_{i=1}^n (c_p(T_i(t)) \cdot \rho(T_i(t)) \cdot T_i(t) \cdot V_i(t)) \quad (12)$$

$$\frac{\Delta Q_W}{\Delta t} = \frac{Q_W(t) - Q_W(t - \Delta t)}{\Delta t} \quad (13)$$

Im rechten Teil der Abbildung 5-2 ist eine Abwandlung der Methode dargestellt. Die Methode verwendet hierbei ein Bilanzvolumen  $W_1$ , das sich mit der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  bewegt und folglich mit dem Werkstoff mitbewegt wird. Das Volumen  $W_1$  befindet sich zu diesem Zeitpunkt bereits zum Teil unterhalb der Schneide, d.h. Wärme des Zerspanprozesses fließt bereits in das Volumen. Nach einer Zeitperiode  $t = l_w / v_c$  hat sich dieses um die Distanz  $l_w$  weiterbewegt während weiterhin Wärme in das Volumen  $W_1$  eingeleitet wird. Die Leistung der Wärmequelle wird in diesem Fall durch die Differenz der internen Wärmeenergie  $\Delta Q_W$  im Bilanzvolumen  $W_1$  zu den Zeitpunkten  $t_1$  und  $t_0$  berechnet. Wenn der Wärmeeintrag stationär ist, kürzt sich der Betrag der Wärmeenergie im diagonal schraffierten Volumenanteil aus der Gleichung heraus. Schlussendlich muss somit lediglich der Zuwachs an Wärmeenergie

im Bilanzvolumen  $W_3$ , der Differenzmenge von  $W_{1,t_1}$  und  $W_{1,t_0}$ , entlang der Länge  $l_w$  berechnet werden, um den Wärmestrom  $\dot{Q}_W$  in das Werkstück zu berechnen, Gl. 14.

$$\dot{Q}_W = \frac{Q_{W_{1,t_1}} - Q_{W_{1,t_0}}}{l_w} \cdot v_c = \frac{\int_{W_3} c_p(T) \cdot \rho(T) \cdot (T - T_0) \, dW_3}{l_w} \cdot v_c \quad (14)$$

Die zweite Vorgehensweise bietet den Vorteil, dass für das Bilanzvolumen  $W_3$  nicht das gesamte Werkstück einbezogen werden muss. Ferner kann der Wärmestrom  $\dot{Q}_W$  differenzierter berechnet werden. Im dargestellten Fall handelt es sich um den orthogonalen Schnitt, der zweidimensional modelliert wird. Entlang der Schneide ergibt sich folglich ein konstanter Wärmefluss in das Werkstück. Bei konventionellen Drehoperationen variiert jedoch die Spanungsdicke  $h$  entlang der Schneide bzw. sinkt im Bereich der Schneidenecke auf null ab. Es ist daher davon auszugehen, dass dort der Wärmeeintrag aufgrund der unterschiedlichen Deformations- und Reibbedingungen im Vergleich zur Hauptschneide unterschiedlich ausfällt. Mit der zweiten Methode können mehrere Bilanzvolumina entlang bzw. unterhalb der Schneide platziert werden, sodass dort separat die anteilige Leistung der Zerspanwärmequelle bestimmt werden kann. Wie bereits erwähnt, ist diese Vorgehensweise jedoch nur für den stationären Fall zulässig. Zudem wird vernachlässigt, dass während der Bewegung Wärmeleitung in Richtung der Schnittgeschwindigkeit stattfindet. Dies führt dazu, dass ein Teil der eingebrachten Wärme das Bilanzvolumen verlassen kann oder zusätzliche Wärme eingebracht wird. Da der Temperaturgradient senkrecht zur Schnittgeschwindigkeit jedoch deutlich größer ist als in Richtung der Schnittgeschwindigkeit und die Länge  $l_w$  relativ gering ist, sind derartige Abweichungen zu vernachlässigen.

Zusätzlich zum Wärmeeintrag in das Werkstück stellen die Wärmeströme, die in Span  $\dot{Q}_{Span}$  und Werkzeug  $\dot{Q}_{WZ}$  fließen, Berechnungsgrößen dar, die für die Prozessauslegung von Interesse sind. Wird das Werkzeug als zusätzliches Bilanzvolumen definiert, wird der Wärmestrom in das Werkzeug  $\dot{Q}_{WZ}$  analog zur ersten vorgestellten Methodik berechnet.

$$\dot{Q}_{WZ} = \frac{dQ_{WZ}}{dt} \quad (15)$$

Der Wärmestrom  $\dot{Q}_{Span}$ , der mit dem Span abtransportiert wird, kann durch Aufstellen der Gesamtbilanz bzw. der Energieerhaltungsgleichung errechnet werden. Der Gesamtwärmestrom  $\dot{Q}_{Gesamt}$  umfasst hierbei die Änderung der internen Wärmeenergie im Span, dem Werkstück sowie dem Werkzeug.

$$\dot{Q}_{Span} = \dot{Q}_{Gesamt} - \dot{Q}_{WZ} - \dot{Q}_W \quad (16)$$

Nachdem der Ansatz zur Ermittlung der einzelnen Wärmequellterme vorgestellt wurde, werden im Folgenden die Eingangsmodelle und -parameter des Spanbildungsmodells erläutert.



### 5.2.1 Eingangsmodelle und -parameter des Spanbildungsmodells

*Input parameters and sub models of the chip formation model*

Nachfolgend werden die mechanischen sowie thermischen Submodelle und -parameter zur Abbildung des Werkstoff- und Schneidstoffverhaltens und des Kontakts zwischen Werkzeug, Werkstück und Span beschrieben, die in den FEM-Spanbildungsmodellen genutzt wurden.

#### Schneidstoffmodellierung

Im Rahmen dieser Forschungsarbeit wurden unbeschichtete sowie beschichtete Hartmetalle eingesetzt. Nach dem Stand der Technik wird das Werkzeug üblicherweise als idealsteif modelliert, d. h. es werden keine Werkzeugdeformationen berechnet, jedoch das thermische Verhalten abgebildet. Diese Vorgehensweise wird oftmals genutzt, um die Modellfreiheitsgrade zu reduzieren sowie die Recheneffizienz zu steigern und wird auch in dieser Arbeit angewandt. Es wird davon ausgegangen, dass sich elasto-plastische Werkzeugdeformationen nicht in relevantem Maße auf den Wärmeeintrag in das Werkstück auswirken. Signifikanter wird sich jedoch der Werkzeugverschleiß auswirken, vgl. Gliederungspunkt 4.1.2, sodass dieser in diesem Kapitel weiterführend untersucht wird.

Als Eingangsdaten für den Schneidstoff werden demzufolge die Wärmespeicherzahl  $s$  und die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  in Abhängigkeit von der Temperatur  $T$  benötigt und der Literatur [BROO96; SPRI02; MART12] entnommen, Tabelle 2. Für Temperaturen höher als 700 °C wird mit den Werten bei 700 °C gerechnet, da für höhere Temperaturen keine Stoffwerte für die gewählten Schneidstoffe in der Literatur verfügbar sind. Zu beachten ist hierbei, dass die Wärmeleitfähigkeit nicht für die spezifisch verwendete Beschichtung gemessen wurde, sondern für eine Beschichtung ähnlicher chemischer Zusammensetzung ausgewählt wurde. Die thermophysikalischen Eigenschaften können folglich infolge einer abweichenden chemischen Zusammensetzung, der Schichtstruktur und aufgrund des verwendeten Beschichtungsverfahrens von den aufgeführten Werten geringfügig abweichen. Ein Ziel der Simulation bestand daher zugleich darin festzustellen, inwieweit sich die unterscheidenden Eigenschaften insbesondere auf den Wärmefluss in das Werkstück auswirken.

Tabelle 2: Thermophysikalische Daten der Schneidstoffkomponenten

*Thermophysical properties of the cutting materials*

Temperatur $T / ^\circ\text{C}$	Wärmespeicherzahl $s / (\text{J}/(\text{cm}^3\text{K}))$			Wärmeleitfähigkeit $\lambda / (\text{W}/(\text{mK}))$		
	WC-6Co	TiN	(Al,Ti)-N	WC-6Co	TiN	(Al,Ti)-N
20	3,20	2,95	2,60	100	22,1	4,7
100	3,24	3,63	2,76	94,8	22,7	4,7
200	3,59	4,04	2,88	88,3	23,4	4,7
300	3,79	4,26	3,10	81,9	24,2	4,8
400	3,90	4,39	3,26	75,4	25,0	4,9
500	3,97	4,44	3,38	68,9	25,7	4,9
600	4,05	4,45	3,40	66,7	26,5	5,0
700	4,14	4,45	3,40	64,8	27,2	5,0

### Elasto-Viskoplastisches Werkstoffmodell

Wie im zweiten Kapitel zum Stand der Technik beschrieben, existieren zur Beschreibung des visko-plastischen Materialverhaltens diverse Modelle. In dieser Arbeit wurde das weitverbreitete Plastizitätsmodell nach JOHNSON und COOK verwendet [JOHN83], Gl. 2. Dieses beschreibt das Materialverhalten als viskoplastisch und berücksichtigt eine Veränderung der plastischen Fließspannung in Abhängigkeit von der Dehnrate sowie Temperatur und die Verfestigung des Werkstoffs. Vergangene Untersuchungen haben gezeigt, dass dieses Modell gut geeignet ist, die Fließspannung abzubilden [KLOC13b]. KLOCKE ET AL. führten für den Werkstoff C45E+N eine inverse Kalibrierung durch, um mit dem Modell möglichst präzise die Schnittkraft sowie die Spanstauchung und infolgedessen auch den Gesamtenergieumsatz abbilden zu können [KLOC13a]. Aus diesem Grund wurden diese Modellparameter, die in Tabelle 3 aufgeführt sind, auch in dieser Untersuchung verwendet.

Tabelle 3: Materialparameter des Johnson-Cook-Materialmodells [KLOC13a]

*Material parameters for the Johnson-Cook material model [KLOC13a]*

A / MPa	B / MPa	n	m	C	$T_m / ^\circ\text{C}$	$T_0 / ^\circ\text{C}$	$\epsilon_0 / \text{s}^{-1}$
546	487	0,25	0,631	0,027	1500	20	0,001

Zur Berechnung des thermomechanischen Energieumsatzes ist insbesondere wichtig, dass diese beiden Zielgrößen die experimentell beobachteten Werte widerspiegeln. Die Schnittkraft definiert den Gesamtenergieumsatz und von der Spanstauchung bzw. dem Scherwinkel wird der Anteil der Wärme charakterisiert, der in das Werkstück fließt. Der elastische Anteil der Verformung wurde nach dem Hookeschen Gesetz in Abhängigkeit von der Temperatur modelliert, Tabelle 4. Die verwendeten thermophysikalischen Stoffdaten zeigt ebenfalls Tabelle 4.

Tabelle 4: Thermophysikalische Daten des Werkstoffs C45 [SPIT09]

*Thermophysical properties of C45*

Temperatur $T / ^\circ\text{C}$	E-Modul $E / \text{GPa}$	Dichte $\rho / (\text{kg}/\text{m}^3)$	Spez. Wärmekapazität $c_p / (\text{J}/(\text{kgK}))$	Wärmeleitfähigkeit $\lambda / (\text{W}/(\text{mK}))$	Ausdehnungskoeffizient $\alpha_t / (\text{K}^{-1}/10^{-6})$
20	213,9	7820,9	474,62	48,03	10,93
100	206,4	7794,3	487,94	47,21	11,36
200	201,2	7764,2	501,20	45,82	12,08
300	198,5	7732,0	521,29	42,74	12,64
400	192,3	7697,4	545,69	39,10	13,16
500	183,8	7660,4	572,70	35,35	13,70
600	170,8	7620,9	601,83	31,73	14,21
700	153,2	7578,7	632,89	28,33	14,75
800	131,7	7579,4	696,29	23,52	12,87
900	107,9	7528,3	693,79	25,25	13,86
1000	84,2	7475,0	691,30	26,61	14,74
1100	64,2	7419,7	688,81	27,90	15,55
1200	51,9	7362,3	686,34	29,34	16,29



### Mechanisches und thermisches Kontaktmodell

Als mechanisches Kontaktmodell wurde das in dieser Arbeit entwickelte Hochtemperaturreibmodell aus Kapitel 4.2 für die folgenden Werkstoff-Schneidstoffkombinationen genutzt:

- C45E+N und WC6-Co Hartmetall mit TiN Beschichtung
- C45E+N und WC6-Co Hartmetall mit (Al, Ti, Cr)-N Beschichtung

Die Beschreibung des thermischen Kontakts erfolgte mit einem Kontaktwärmübergangskoeffizienten von  $h = 10.000 \text{ (W/m}^2\text{K)}$ . Wie COURBON ET AL. und FRANK berichten führt dieser hohe Wärmeübergangskoeffizient zu einem schnellen Ausgleich der Temperaturdifferenz zwischen Werkzeug und Werkstoff, sodass sich bereits nach geringer Simulationszeit ein thermisch quasistationärer Zustand ausbildet [FRAN11; COUR14]. Dies ist für die Zielsetzung dieser Arbeit vorteilhaft, da der Wärmestrom in das Werkstück auf diese Weise ebenfalls zügig einen quasistationären Zustand erreicht. Es gilt jedoch zu prüfen, inwieweit sich der Kontaktwärmübergangskoeffizient auf die Aufteilung der Wärmeströme in Werkzeug, Span und Werkzeug auswirkt.

### Wärmeübertragungsmechanismen

Die Wärmeübertragungsmechanismen der freien und erzwungenen Konvektion sowie Strahlungsemissionen wurden innerhalb der mesoskopischen Modellebene nicht berücksichtigt. Es wurde stattdessen angenommen, dass diese den Wärmestrom in das Werkstück in der Phase der Spanbildung nur unwesentlich beeinflussen. Die Oberflächen, an denen die genannten Mechanismen auftreten, sind in dem mesoskopischen Modell vergleichsweise klein. Zwar treten hohe Temperaturdifferenzen zur Umgebung auf, allerdings hauptsächlich im abfließenden Span, sodass die Rückwirkung auf die primäre und sekundäre Scherzone vernachlässigbar ist.

Bei der Modellierung des vollständigen Werkstücks in der makroskopischen Modellebene müssen die Wärmeübertragungsmechanismen jedoch berücksichtigt werden, wie die Analyse in Abschnitt 4.1.2 gezeigt hat. Durch Anwendung der Gleichungen 3 und 5 wird diese Forderung auf makroskopischer Skala berücksichtigt. Freie und erzwungene Konvektion wurden zusammengefasst und dort durch einen konstanten Konvektionskoeffizienten von  $\alpha_k = 22,6 \text{ W/(m}^2\text{K)}$  modelliert [KOPS99], vgl. Abschnitt 4.1.2. Der Emissionsgrad der Werkstückoberfläche wurde in Anlehnung an MÜLLER als ein konstanter Wert von  $\varepsilon = 0,3$  angenommen [MÜLL04a, S. 115].

### 5.2.2 Parametereinflussanalyse mit einem 2D-CEL-FEM Modell

#### *Parameter study with a 2D-CEL-FEM chip formation model*

Nachdem im vorherigen Abschnitt die grundlegenden physikalischen Eingangsmodelle und -parameter erläutert wurden, befasst sich dieser Gliederungspunkt mit der Modellbildung des Spanbildungsmodells unter Berücksichtigung der spezifischen numerischen Methode.

Im Kapitel zum Stand der Forschung und Technik wurden verschiedene mögliche Methoden diskutiert und in Kapitel 4.2.4 wurde bereits die gekoppelte Euler-Lagrange-Methode (engl. kurz CEL) zur Modellierung des Reibumformversuchs angewandt. Diese Methode bietet auch für die mesoskopische Modellskala Vorteile und wurde deshalb in dieser Arbeit erstmals eingesetzt, um thermomechanisch gekoppelte 2D- und 3D-Spanbildungsmodelle zu entwickeln. Nachfolgend wird zunächst die Entwicklung des 2D-CEL-FEM Modells erläutert.

#### Modellbildung und -randbedingungen

Es wird zunächst ein Spanbildungsmodell vorgestellt, um den Einfluss verschiedener technologischer Prozesseinstellparameter bezüglich des Wärmeeintrags in das Werkstück zu analysieren. Abbildung 5-3 zeigt den grundsätzlichen Modellentwurf, der die verschiedenen Modelldomänen beinhaltet und die Einstell- und Geometrieparameter sowie Randbedingungen verdeutlicht. In diesem Abschnitt wird der orthogonale Schnitt betrachtet, da sich dieser aufgrund der vergleichsweise einfachen Eingriffsbedingungen für eine Sensitivitätsanalyse in besonderem Maße eignet. Ferner kann dieser Prozess vereinfachend zweidimensional modelliert werden. Es wird hierbei stets die Annahme getroffen, dass keine Deformationen bzw. Dehnungen in z-Richtung auftreten. Das hier verwendete Modell wurde jedoch dreidimensional modelliert, da mit der verwendeten Software ABAQUS die Euler-Lagrange Methode lediglich für den dreidimensionalen Fall implementiert wurde. Allerdings wurde die Deformation des Modells in z-Richtung gesperrt, sodass das Modell de facto einem 2D-Modell entspricht.

Das Modell beinhaltet zunächst einen Eulerraum, der das initiale Werkstück enthält und zusätzlichen Raum bietet, in dem sich der Span sowie das erzeugte Werkstück frei ausbilden können. Der Raum wurde von seiner Größe derart gestaltet, dass der Span für verschiedene Schnittparameter seine volle Kontaktlänge erreichen kann, anschließend jedoch aus dem diskretisierten Raum über die Spanfläche abfließen kann. Auf diese Weise konnte auf eine Vernetzung des Raums, in dem der spätere Spanablauf stattfindet, verzichtet werden. Für die Vernetzung des Eulerraums wurden je nach Schnittparameterkombination zwischen 15.000 – 20.000 8-Knoten Hexaeder-Elemente (EC3D8RT) benötigt. Die minimale Elementkantenlänge betrug  $L_{\min} = 6 \mu\text{m}$  im Bereich der Schneidkantenverrundung  $r_\beta$  sowie der primären und sekundären Scherzonen. An der linken Seite des Eulerraums wurden Geschwindigkeitsrandbedingungen gesetzt, die der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  entsprechen. Prinzi-



piell kann man sich diese Art des Modells, analog zu dem Modell in Gliederungspunkt 4.2.4, als Strömungssimulation vorstellen. Der Werkstoff fließt folglich mit der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  kontinuierlich in das Modell bzw. in das Eulernetz ein, trifft auf das ortsfeste Werkzeug und teilt sich in das gefertigte Werkstück und den Span auf. An den Modellrändern, die dem Inneren des Werkstoffs entsprechen, wurden darüber hinaus Geschwindigkeitsrandbedingungen definiert, um eine Verschiebung in x- und z-Richtung zu unterbinden. Das Werkzeug wurde mittels Lagrange-Formulierung vernetzt (8-Knoten Hexaeder-Elemente C3D8RT mit ca. 2.600 Elementen) und befand sich zum Teil im Eulerraum, in dem ein möglicher Kontakt mit dem Werkstoff stattfinden kann. Um die Wärmeenergie gemäß der zweiten Methode aus Abbildung 5-2 zu bilanzieren, wurde in dem Modell ein Bilanzvolumen hinter der Schneide integriert. Zusätzlich wurde die eingesetzte mechanische Prozessleistung sowie die interne Wärmeenergie im Werkzeug bilanziert, sodass Aussagen über die Aufteilung des thermomechanischen Energieumsatzes getroffen werden können.

Mit dem Modell des orthogonalen Schnitts werden im Folgenden unterschiedliche Parameter, die den Zerspanprozess charakterisieren, analysiert. Es wurden hierzu die Spannungsdicke  $h$ , die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$ , der Werkzeug-Orthogonal-spanwinkel  $\gamma_o$ , die Schneidkantenverrundung  $r_\beta$ , der Schneidstoff, die Werkstofftemperatur  $T_w$  sowie in vereinfachter Betrachtung die Freiflächenverschleißmarkenbreite  $VB$  variiert. Folglich werden die wichtigsten Einstellparameter und Prozesscharakteristika hinsichtlich ihrer Wirkung auf den Wärmeeintrag in das Werkstück analysiert. Praktisch angewandte Prozesse unterscheiden sich von dem modellierten Prozess im Wesentlichen dadurch, dass einige der genannten Einflussparameter entlang der Schneide veränderlich sind. Insbesondere die Spannungsdicke sowie der Spanwinkel sind bezüglich des Verschleiß- und Spanbruchverhaltens oftmals entlang der Schneide optimiert, sodass infolgedessen die Spanbildung beeinflusst wird. Für derartige Betrachtungen wird ein dreidimensionales Spanbildungsmodell benötigt, das Gegenstand nachfolgender Abschnitte dieser Arbeit ist.

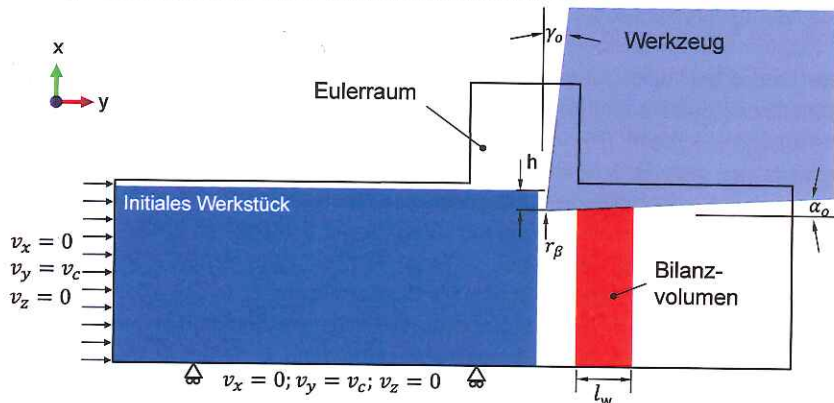


Abbildung 5-3: Euler-Lagrange Spanbildungsmodell des orthogonalen Schnitts  
Coupled Eulerian-Lagrangian model of orthogonal cutting

Vorerst dient die nachfolgende Parametervariation jedoch zur quantitativen Analyse der thermomechanischen Ursache-Wirkungszusammenhänge. Bevor die Ergebnisse der Parametervariation analysiert werden, zeigt Abbildung 5-4 beispielhaft Ausschnitte des Verlaufs der simulierten Spanbildung zu verschiedenen Prozesszeitpunkten sowie die berechneten Wärmeströme in Werkstück  $\dot{Q}_w$  und Werkzeug  $\dot{Q}_{wz}$  über die Prozesszeit. Ferner wurde die mechanisch aufgebrachte Prozessleistung  $P_{mech}$  berechnet. Deutlich ist zunächst der Fortschritt der Spanbildung zu erkennen, bis der Span bei  $t \approx 0,3$  ms beginnt, den Eulerraum kontinuierlich zu verlassen. Parallel hierzu erwärmt sich die Werkzeugschneide kontinuierlich bis ein nahezu konstantes Temperaturniveau erreicht wird. Das Diagramm zeigt diesbezüglich den Wärmestrom  $\dot{Q}_w$  in das Werkstück. Dieser steigt zu Beginn der Spanbildung sprunghaft an, bis eine konstante Spanbildung erfolgt. Infolge der Erwärmung verringern sich die Temperaturgradienten in der unmittelbaren Kontaktzone zwischen Span und Werkzeug, sodass auch der Wärmestrom in das Werkzeug  $\dot{Q}_{wz}$  stetig abnimmt und nach  $t \approx 4,5$  ms ein konstantes Niveau erreicht. Der Wärmefluss in das Werkstück wird durch diesen Aufheizprozess lediglich in geringem Maße beeinflusst, ebenso wie die mechanisch aufgebrachte Leistung, die der Schnittkraft  $F_c$  multipliziert mit der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  entspricht. Das Diagramm zeigt, dass für die beispielhaften Parameter von der dissipierten mechanischen Leistung in Form von Wärme ca. 8% in das Werkstück und ca. 4% in das Werkzeug fließen. Der Großteil der generierten Wärme wird mit dem Span abgeführt. Das dargestellte Simulationsergebnis zeigt zunächst, dass die Euler-Lagrange Methode sehr gut geeignet ist, um die kontinuierliche Fließspanbildung zu simulieren.

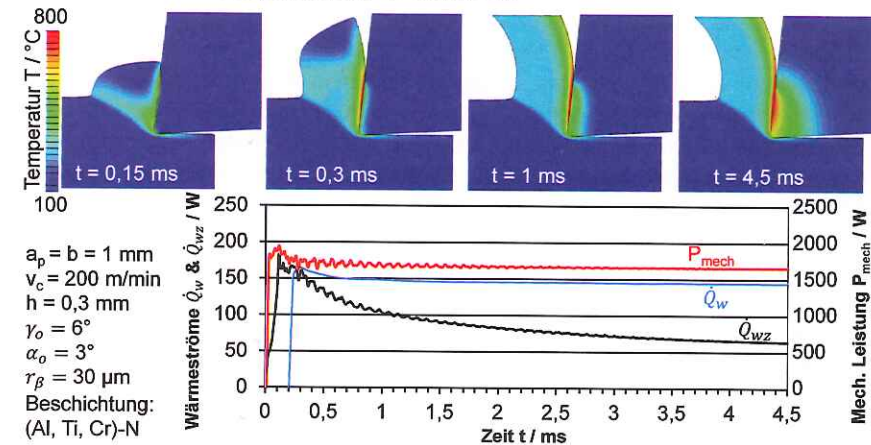


Abbildung 5-4: Beispielhafter Verlauf der simulierten Spanbildung sowie der berechneten Wärmeströme, die Werkstück  $\dot{Q}_w$  und Werkzeug  $\dot{Q}_{wz}$  erwärmen sowie die mechanische Prozessleistung  $P_{mech}$

Evolution of simulated chip formation and rate of heat flow into workpiece  $\dot{Q}_w$ , tool  $\dot{Q}_{wz}$  and mechanical process power  $P_{mech}$



Die Methode liefert aufgrund des ortsfesten Netzes sehr stabile Simulationen. Dies äußert sich in den stetigen Verläufen von Kräften, Energiehistorien und der Verteilung der Zustandsvariablen im Eulerraum. Zudem ist aufgrund des eingesparten Raums für den Spanablauf die Rechenzeit einer Simulation vergleichsweise gering. Für das gezeigte Beispiel betrug die Rechenzeit 144 Minuten mit einer Workstation mit 2 Intel Xeon 5687@3,6GHz Prozessoren bei Verwendung von 12 parallelen Prozessen. Probleme bei der Übertragung von Informationen zwischen einem verzerrten und neu erzeugten Netz, das bei Verwendung von Neuvernetzungs-methoden bei der Spanbildungssimulation häufig auftritt, entfallen bei der CEL-Methode ebenfalls.

### Einfluss von Spanungsdicke und Schnittgeschwindigkeit

Für die Parametervariation wurde zuerst der Einfluss der Spanungsdicke  $h$  und Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  auf den Wärmeeintrag in Werkstück und Werkzeug untersucht, Abbildung 5-5. Der Wärmeeintrag wurde stets als Wärmestrom berechnet. Die Form der Quelle und lokale Verteilungen von Wärmestromdichten sind aufgrund der Modellierungstechnik im makroskopischen Modell an dieser Stelle nicht von Interesse. Die Variation der Spanungsdicke und Schnittgeschwindigkeit wurde bei einer Spanungsbreite von  $b = 1$  mm, einem Spanwinkel von  $\gamma_o = 12^\circ$ , einem Schneidkantenradius von  $r_\beta = 30$   $\mu\text{m}$  und einer (Al, Ti, Cr)-N Beschichtung durchgeführt. Der Spanwinkel und der Schneidkantenradius entsprechen folglich Standardwerten, die typischerweise für die Drehbearbeitung des Werkstoffs eingesetzt werden können.

Der Wärmestrom  $\dot{Q}_W$ , der das Werkstück erwärmt, steigt nahezu linear mit der Spanungsdicke und der Schnittgeschwindigkeit an. Zu beachten ist hierbei jedoch, dass sich die Schnittgeschwindigkeit nach Gleichung 14 proportional auf den Wärmestrom auswirkt. Für das Beispiel  $h = 0,3$  mm steigt der Wärmestrom bei  $v_c = 100$  m/min von 92 W auf 204 W bei  $v_c = 300$  m/min. Bei einer dreifachen Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit steigt der Wärmestrom demnach lediglich um den Faktor 2,2. Dies bedeutet, dass bei gleichem Schnittpfad  $l_c$ , aber höherer Schnittgeschwindigkeit letztlich weniger Wärme in das Werkstück eingebracht wird, da ein größerer Teil der entstandenen Wärme mit dem Span abgeführt wird. Deutlich wird dieser Zusammenhang im unteren Teil der Abbildung. Dort sind die Wärmeströme  $\dot{Q}_W$  und  $\dot{Q}_{WZ}$  bezogen auf die umgesetzte mechanische Leistung  $P_{mech}$  dargestellt. Mit steigender Spanungsdicke und steigender Schnittgeschwindigkeit sinken die Wärmeströme im Vergleich zur mechanischen Leistung.

Der Wärmestrom  $\dot{Q}_{WZ}$ , der mit dem Werkzeug abgeführt wird, bleibt über der Schnittgeschwindigkeit hingegen auf einem relativ konstanten Niveau. Das Ergebnis ist dadurch zu erklären, dass zwar die Temperaturen an der Schneidkante und der Spanfläche insgesamt mit der Schnittgeschwindigkeit steigen, jedoch dies wiederum in einer sinkenden Kontaktlänge resultiert. Infolgedessen entsteht zwar ein höherer Temperaturgradient, jedoch entlang einer kürzeren Kontaktlänge. Das Werkzeug ist folglich nicht in der Lage höhere Wärmeströme bzw. -flüsse aus der Zerspankontakt-

zone zu leiten. Mit steigender Spanungsdicke wird die Kontaktlänge hingegen größer, sodass der Wärmestrom ansteigt.

Bezieht man den Wärmestrom  $\dot{Q}_{WZ}$ , der durch das Werkzeug abfließt, wiederum auf die mechanisch umgesetzte Prozessleistung  $P_{mech}$ , wird deutlich, dass dieser lediglich einem kleinen Teil der mechanisch umgesetzten Leistung entspricht und im einstelligen Prozentbereich liegt. Mit höheren Schnittgeschwindigkeiten nimmt der Anteil des Wärmestroms aufgrund der stark steigenden Prozessleistung stetig weiter ab.

Neben der Spanungsdicke und der Schnittgeschwindigkeit, die den Prozess bereits maßgeblich charakterisieren, sind noch zahlreiche weitere Einflussgrößen zu untersuchen. Im Folgenden werden zunächst Geometrieparameter des Werkzeugs analysiert.

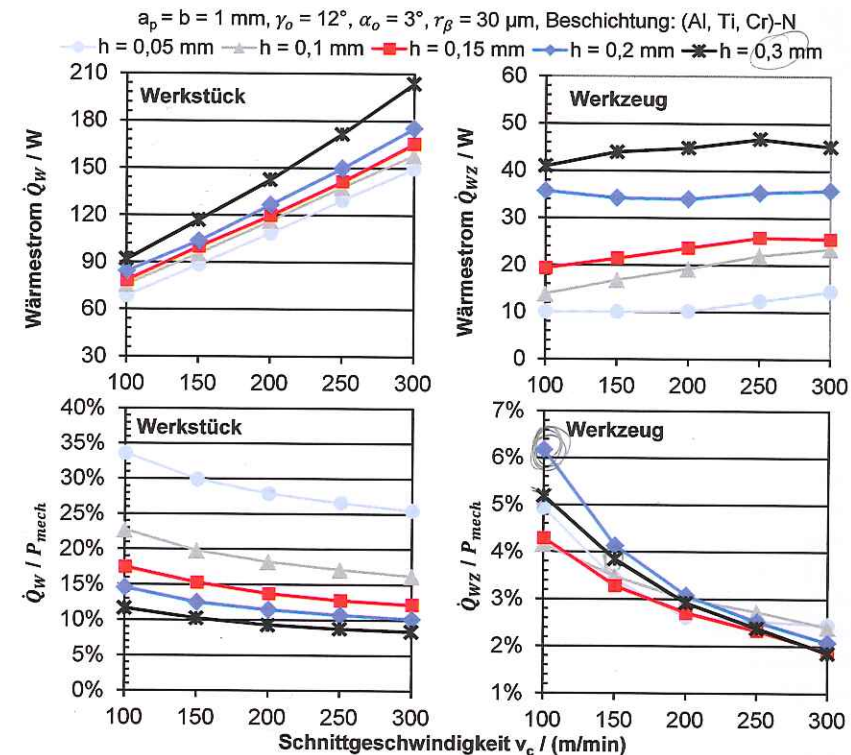


Abbildung 5-5: Berechnete Wärmeströme  $\dot{Q}_W$  und  $\dot{Q}_{WZ}$  für verschiedene Spanungsdicken und Schnittgeschwindigkeiten sowie deren prozentualer Anteil an der mechanischen Prozessleistung  $P_{mech}$

Computed rate of heat flow  $\dot{Q}_W$  and  $\dot{Q}_{WZ}$  for different uncut chip thicknesses and cutting velocities and their fraction of the mechanical process power  $P_{mech}$



### Einfluss des Werkzeug-Orthogonalspanwinkels

Ein wichtiges Merkmal der Makrogeometrie des Drehwerkzeugs stellt der Werkzeug-Orthogonalspanwinkel  $\gamma_o$  dar. Dieser wurde in den Simulationen zwischen  $-12^\circ$  und  $18^\circ$  für zwei verschiedene Spanungsdicken  $h$  bei ansonsten konstanten Parametern variiert. Die Ergebnisse bezüglich des Wärmestroms  $\dot{Q}_w$  zeigt Abbildung 5-6. Mit steigendem Werkzeug-Orthogonalspanwinkel  $\gamma_o$  sinkt der Wärmestrom. Der Anteil des Wärmestroms an der mechanischen Prozessleistung  $\dot{Q}_w / P_{mech}$  sinkt zunächst ebenfalls ab, steigt ab einem Spanwinkel  $\gamma_o$  von  $0^\circ$  bzw.  $6^\circ$  jedoch wieder an.

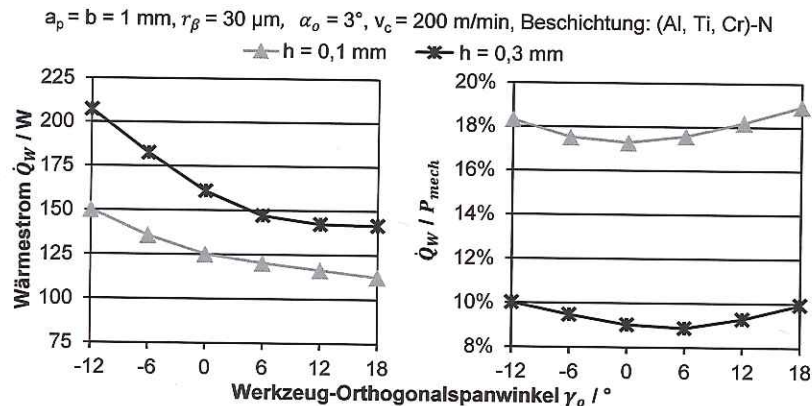


Abbildung 5-6: Berechnete Wärmeströme  $\dot{Q}_w$  für verschiedene Werkzeug-Orthogonalspanwinkel  $\gamma_o$  sowie deren Anteil an der mech. Prozessleistung  $P_{mech}$   
 Computed rate of heat flow into workpiece  $\dot{Q}_w$ , for different orthogonal rake angles  $\gamma_o$  and their fraction of the mechanical process power  $P_{mech}$

Erklärt werden können beide Verläufe mithilfe von Abbildung 5-7, die Aufschluss über die simulierte Temperaturverteilung und den Scherwinkel  $\phi$  nach einer Schnittzeit von  $t_c = 4,5 \text{ ms}$  bei der Spanungsdicke  $h = 0,3 \text{ mm}$  und Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 200 \text{ m/min}$  gibt. Insgesamt nimmt die Temperatur in Werkzeug und Werkstück mit steigendem Spanwinkel infolge eines geringen Umformgrads in den Scherzonen und der geringeren Kontaktlänge ab. Dies resultiert wiederum in einer geringeren Spanstauchung, sodass sich auch ein geringerer Scherwinkel  $\phi$  ausbildet. Es wirken demnach zwei Effekte. Einerseits verringert sich die mechanische und thermische Prozessleistung mit steigendem Spanwinkel. Andererseits bewirkt der steigende Scherwinkel, dass darüber hinaus ein geringerer Anteil der generierten Wärme in das Werkstück fließt und stattdessen ein größerer Anteil mit dem Span abgeführt wird. Ab einem Spanwinkel  $\gamma_o > 12^\circ$  ändert sich jedoch der Wärmestrom  $\dot{Q}_w$  kaum noch, da der größte Anteil dieses Wärmestroms aus dem unmittelbaren Bereich der Schneidkante stammt und der Großteil der generierten Wärme aufgrund des großen Scherwinkels direkt mit dem Span abfließt. Die mechanische Prozessleistung sinkt jedoch weiter ab. Dies erklärt den Anstieg ab  $\gamma_o = 6^\circ$  im rechten Teil von Abbildung 5-6.

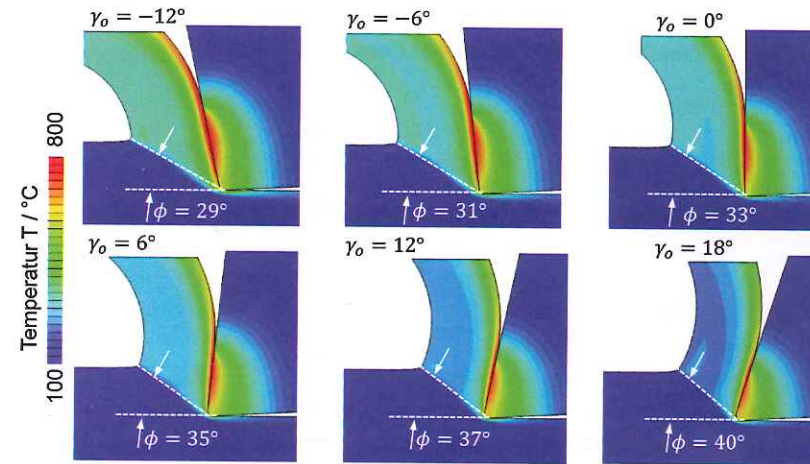


Abbildung 5-7: Temperaturverteilung und Scherwinkel  $\phi$  für verschiedene Spanwinkel  $\gamma_o$   
 Temperature distribution and shear angles  $\phi$  for different rake angles  $\gamma_o$

### Einfluss der Schneidkantenverrundung

In Gliederungspunkt 4.1 wurde als wichtiger Einflussparameter auf die Erwärmung des Werkstücks zudem die Mikrogeometrie der Schneidkante identifiziert. Diesbezüglich wurde der Schneidkantenradius  $r_\beta$  zwischen  $10 \text{ }\mu\text{m}$  und  $50 \text{ }\mu\text{m}$  bei zwei verschiedenen Spanungsdicken variiert. Die Simulationsergebnisse, dargestellt in Abbildung 5-8, zeigen einen linearen Zusammenhang zwischen dem Wärmestrom  $\dot{Q}_w$  und dem Schneidkantenradius  $r_\beta$ . Ferner ist die Steigung des Verlaufs annähernd gleich für die beiden Spanungsdicken, sodass der Zuwachs des Wärmestroms unabhängig von der Spanungsdicke ist. Dies ist nicht verwunderlich, da mit steigendem Schneidkantenradius lediglich Umformvorgänge im Bereich der Schneidkante verstärkt werden und dort Wärme generieren. Diese Wärme kann größtenteils in das Werkstück abfließen, beeinflusst jedoch die Spanbildung in der Simulation nur in geringem Maße und wird zudem von der Spanungsdicke lediglich gering beeinflusst.

Aufgrund des Orts der zusätzlichen Wärmegenerierung, der einen signifikanten Anstieg des Wärmestroms  $\dot{Q}_w$  bewirkt, die mechanische Prozessleistung  $P_{mech}$  jedoch prozentual nicht in gleichem Maße ansteigt, ergibt sich im rechten Teil von Abbildung 5-8 ein Anstieg des Anteils des Wärmestroms an der mechanischen Leistung.

An dieser Stelle sei angemerkt, dass die Mikrogeometrie des Werkzeugs aufgrund von Verschleißerscheinungen geometrischen und topographischen Änderungen unterworfen ist. Darüber hinaus führt der Werkzeugverschleiß dazu, dass sich zudem die Kontaktpaarungen zwischen Werkstoff und Werkzeug ändern, wenn Beschichtungen verschliffen sind und das darunterliegende Substrat freiliegt. Derartige Effekte können mit der gewählten Vorgehensweise nicht betrachtet werden und erfordern Simulationsansätze, die nach dem Stand der Forschung noch nicht



verfügbar sind. Erste Ansätze wurden jedoch beispielsweise von FRANK ET AL. zur Modellierung des Werkzeugverschleißes beim Hartdrehen entwickelt [KLOC09; FRAN11].

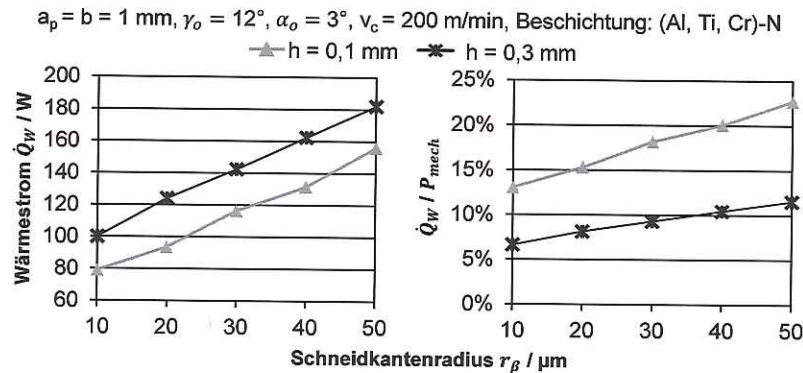


Abbildung 5-8: Berechnete Wärmeströme  $\dot{Q}_W$  für verschiedene Schneidkantenradien  $r_\beta$  sowie deren prozentualer Anteil an der mech. Prozessleistung  $P_{\text{mech}}$   
 Computed rate of heat flow into workpiece  $\dot{Q}_W$  for different cutting edge radii  $r_\beta$  and their fraction of the mechanical process power  $P_{\text{mech}}$

#### Einfluss des Freiflächenverschleißes

Der Freiflächenverschleiß wird im Rahmen dieser Untersuchung vereinfacht analysiert. Diesbezüglich wurden verschiedene Verschleißmarkenbreiten VB modelliert. Der Schneidkantenradius sowie die Spanfläche wurden hingegen im Neuzustand modelliert. Bei der simulationsbasierten Analyse des Freiflächenverschleißes stellte sich die Frage, wie der Kontakt zwischen verschlissenem Werkzeug und dem Werkstoff abgebildet werden kann. Je nach Netzauflösung und Kontaktformulierung kann es vorkommen, dass zwischen Werkstoff und Werkzeug kein oder nur sporadisch Kontakt auftritt, wenn die verschlissene Freifläche parallel zur Schnittgeschwindigkeit angeordnet ist und somit nur geringfügig mehr Wärme durch Reibung und plastische Verformung an der Freifläche generiert wird. In diesem Fall wurde deshalb angenommen, dass die verschlissene Freifläche um einen Winkel von  $0,5^\circ$  gegenüber dem Schnittgeschwindigkeitsvektor geneigt ist. Ab diesem Winkel entsteht bei der gewählten Netzauflösung ein gleichmäßiger Kontakt zwischen verschlissener Werkzeugkontaktfläche und Werkstoff, sodass dort während des Schnitts zusätzliche Wärme generiert wird. Abbildung 5-9 zeigt beispielhaft einen Vergleich zwischen einem unverschlissenen Werkzeug und einem Werkzeug mit einer Verschleißmarkenbreite  $VB = 200 \mu\text{m}$ . Deutlich ist der Unterschied in der Temperaturentwicklung im Werkzeug und der erzeugten Werkstückrandzone zu erkennen. Erstaunlicherweise beeinflusst der Verschleiß jedoch nur in sehr geringem Maße die Temperaturentwicklung innerhalb des Spans sowie die Spanform. Abbildung 5-10 zeigt die Ergebnisse für den Wärmestrom  $\dot{Q}_W$  in Abhängigkeit von der Verschleißmarkenbreite VB.

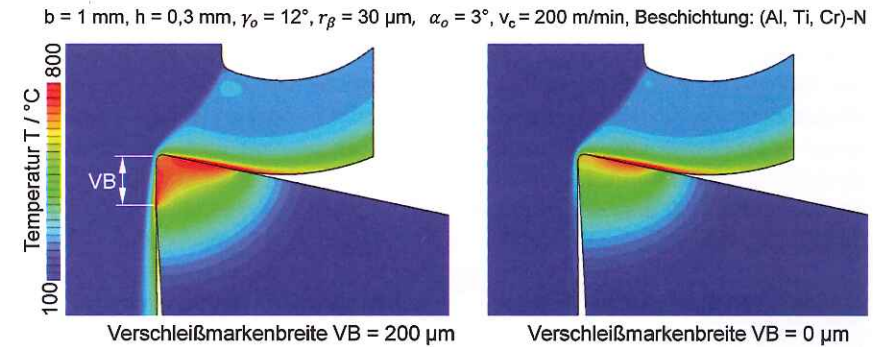


Abbildung 5-9: Simulierte Temperaturverteilungen für ein Werkzeug im Neuzustand und im verschlissenen Zustand ( $VB = 200 \mu\text{m}$ )

Simulated temperature distribution for a new and worn tool ( $VB = 200 \mu\text{m}$ )

Der Wärmestrom  $\dot{Q}_W$  steigt in der Simulation ebenfalls nahezu linear mit der Verschleißmarkenbreite VB an. Zudem ist die Steigung unabhängig von der Spannungsdicke  $h$ . Physikalisch kann dies durch die Entstehung von Reibwärme erklärt werden. Zu diesem Zweck ist zudem der Anstieg der mechanischen Leistung im Vergleich zum unverschlissenen Werkzeug aufgetragen. Die mechanische Leistung steigt parallel zum Wärmestrom an. Es entsteht folglich eine Reibkontaktkraft in Richtung der Schnittkraft, die vollständig in Wärme umgewandelt wird. Bemerkenswert ist jedoch, dass die Kraft proportional zur Kontaktfläche steigt, die flächenbezogene Reibkraft demnach konstant ist. Sie wird folglich kaum von der Temperaturentwicklung an der Freifläche beeinflusst bzw. dies wird von anderen Effekten kompensiert.

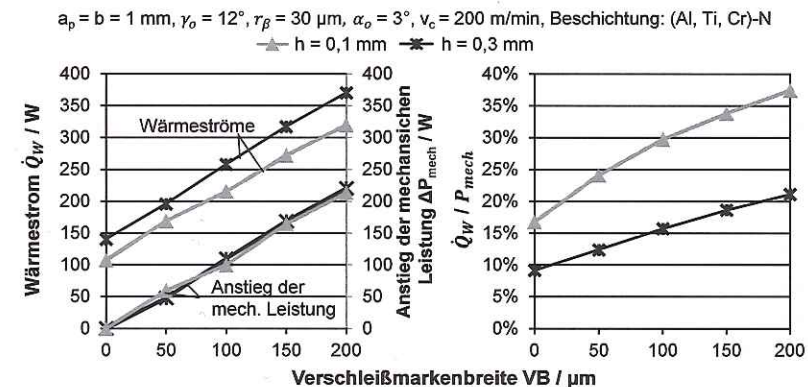


Abbildung 5-10: Berechnete Wärmeströme  $\dot{Q}_W$  für verschiedene Verschleißmarkenbreiten VB sowie deren Anteil an der mechanischen Prozessleistung  $P_{\text{mech}}$   
 Computed rate of heat flow into workpiece  $\dot{Q}_W$ , for different flank wear land width VB and their fraction of the mechanical process power  $P_{\text{mech}}$