

Technische Hochschule Köln

Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt

Fakultät für Anlagen, Energie- und
Maschinensysteme

Institut für Solarforschung

Bachelorarbeit

Modellprädiktive Regelung eines keramischen Receivers für Solartürme

Markus Tobias Geschonneck
Matr.Nr.: 11131469

Köln, den xxx

Ich versichere, die von mir vorgelegte Arbeit selbstständig verfasst zu haben. Alle Stellen, die wörtlich oder sinngemäß aus veröffentlichten oder nicht veröffentlichten Arbeiten anderer oder der Verfasserin/des Verfassers selbst entnommen sind, habe ich als entnommen kenntlich gemacht. Sämtliche Quellen und Hilfsmittel, die ich für die Arbeit benutzt habe, sind angegeben. Die Arbeit hat mit gleichem Inhalt bzw. in wesentlichen Teilen noch keiner anderen Prüfungsbehörde vorgelegen.

Markus Tobias Geschonneck

Köln, den xxx

Unterschrift: _____

Erstprüfer: Dr. Chong Dae Kim
Zweitprüfer: M. Sc. David Zanger
Angemeldet am <Datum der Ausgabe des Themas>
Eingereicht am: <Datum der Abgabe>

Abstract

Dies soll eine Vorlage für den Einstieg in LaTeX darstellen. Notwendig für die Nutzung dieser ist VSCode mit den entsprechenden Einstellungen in der settings.json, Strawberry Pearl sowie MikTex.

Generell ist das Hauptdokument die Main.tex. Die ist die einzige Datei, die letztlich ausgeführt wird. Alle anderen Dateien sollten in diese Datei eingebunden werden.

In der Documentclass in der Main.tex sowie in der Packages.tex entscheidet sich das Layout des Berichts. In der Misc.tex werden Informationen für die Titelseite hinzugefügt. Es ist sehr empfehlenswert für jedes Kapitel eine neue *.tex Datei im Ordner „ch“ hinzuzufügen. Das Ergebnis der Kompilierung zeigt immer die Main.pdf.

Schreibt man einfach nur In VSCode in eine neue Zeile wird in der entstehenden PDF einfach in derselben Zeile weiter geschrieben. Dennoch ist es sehr nützlich in neue Zeilen zu schreiben, sodass nachträglich zu korrigierende Sätze nicht in ewig langen Passagen untergehen.

Vor diesem Satz wurde nicht nur eine neue Zeile in VSCode eingefügt, sondern auch ein Doppel-Backslash „\\“ ans Ende der letzten Zeile gestellt. Dadurch entsteht eine neue Zeile ohne Abstand zum vorigen Abschnitt.

Lässt man eine Zeile in VSCode leer, entsteht ein wie oben gezeigter Abstand zwischen den verschiedenen Sätzen.

Lässt man eine Leerzeile und fügt sogar noch ein Doppel-Backslash „\\“ ans Ende des vorangestellten Abschnittes, so entsteht dieser Textabstand.

Gerade zu Beginn eines Kapitels oder Abschnittes hilft manchmal der „\\noindent“-Befehl um das Einrücken zu Beginn einer Passage zu verhindern.

Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis	VII
Tabellenverzeichnis	IX
Formelverzeichnis	XI
Abkürzungs- und Symbolverzeichnis	XV
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Zielsetzung	1
1.3 Struktur der Arbeit	1
2 Grundlagen und Stand der Technik	3
2.1 Solartürme	3
2.1.1 Heliostaten	4
2.1.2 Receiver	6
2.1.3 Optische Verluste	7
2.2 Nowcasting-Systeme zur Wettervorhersage	10
2.3 Modellprädiktive Regelung	13
2.3.1 Grundlagen	13
2.3.2 Modellierung des Systems	14
2.3.3 Diskretisierung	15
2.3.4 Kostenfunktion	18
2.3.5 Constraints	18
2.4 Modellbildung des offenen volumetrischen Receivers	19
2.4.1 Grundlagen und Annahmen	19
2.4.2 Modellierung eines Absorbercups	21
2.5 Zielpunktregelung	30

2.5.1	Optimierungsproblem der Zielpunktregelung	30
2.5.2	Existierende Algorithmen	32
2.5.3	Zielpunktstrategie mit Ventil-Analogie nach García	33
2.6	Relevante Software	39
3	Modellbildung	41
3.1	Thermisches Teilmodell	41
3.1.1	Analyse der Lüftungsdynamik	41
3.1.2	Modellierung der Lüftungsdynamik	44
3.2	Optisches Teilmodell	45
3.2.1	Auswahl der Zielpunktstrategie	45
3.2.2	Modifikation der gewählten Zielpunktstrategie	46
3.2.3	Bestimmung der Flussdichte auf Basis der Zielpunkte	49
3.3	Kopplung der Teilmodelle	51
4	Reglerentwurf	57
4.1	Systemeigenschaften	57
4.1.1	Wahl der Stell- und Regelgrößen	57
4.1.2	Analyse der Systemdynamik	58
4.2	Eigenschaften des Reglers	58
4.2.1	Wahl des Regelverfahrens	59
4.2.2	Parametrisierung des MPC	59
4.3	Vorstellung der gesamten Regelung	63
4.4	Übertragbarkeit auf das Realsystem	63
5	Analyse der Modellprädiktiven Regelung	65
5.1	Verwendete Hard- und Software	65
5.2	Repräsentative Wolkenszenarien	66
5.3	Referenzszenario	67
5.4	Regelung bei vollständiger Einstrahlungskenntnis	69
5.5	Regelung bei Ungenauigkeit des Nowcastings	72
5.5.1	Wolkenfreie Vorhersage	72
5.5.2	Vorhersageungenauigkeit der Wolkengeschwindigkeit	75
5.5.3	Vorhersageungenauigkeit der Lichtdurchlässigkeit der Wolken	78

6	Zusammenfassung und Fazit	81
7	Weitere Forschung / Further Works	83
	Literaturverzeichnis	89
A	Anhang	XCI

Abbildungsverzeichnis

2.1	Solarthermisches Demonstrations- und Versuchskraftwerk Jülich	3
2.2	Vereinfachte schematische Darstellung eines Solarturmkraftwerkes	4
2.3	Darstellung der Elevations- und Azimut-Ebene	5
2.4	Ausra Heliostat am Forschungsstandort Jülich mit $8,3\text{ m}^2$ und Sanlúcar-120-Heliostat auf der PS10 bei Sevilla mit 120 m^2 Reflexionsfläche	5
2.5	Verschiedene Heliostatfeld-Layouts auf der Nordhalbkugel: Rundum-Feld und Nordfeld	6
2.6	Seitenansicht eines Heliostaten zur Verdeutlichung des Winkels β im Kontext der Kosinus-Verluste	8
2.7	Blockierung und Abschattung von Heliostaten	9
2.8	Beispiel eines unbearbeiteten ASI-Bildes, eines segmentierten Bildes und eines Bildes inklusive visualisierter Bewegungsvektoren	12
2.9	Beispielhafte Darstellung der Einstrahlungskarte als Ergebnis des Nowcastings	12
2.10	Geschlossener Regelkreis mit einem MPC	13
2.11	Funktionsprinzip eines MPC	14
2.12	Beispielhafte orthogonale Kollokation auf finiten Elementen	16
2.13	$K = 10$ Kollokationspunkte in Verteilungen nach Legendre-Gauss, Legendre-Gauss-Radau, Legendre-Gauss-Lobatto oder äquidistant im Intervall $[0, 1]$. .	17
2.14	Schematische Darstellung eines Absorbercups	20
2.15	Schematische Darstellung der Header	21
2.16	Berechnungsgrößen des Absorbercups	22
2.17	Geometrie des Absorbers	26
2.18	Geometrie des primären Headers	28
2.19	Darstellung der potenziellen Gefahr einer durchziehenden Wolke	32

2.20 Einteilung des Heliostatenfeldes des Gemasolar-Kraftwerkes in Sevilla in Gruppen	34
2.21 Veranschaulichung der Stellgrößen des gewählten Algorithmus	34
2.22 Minimalabstände der Zielpunkte je α -Wert	36
2.23 Visualisierung der relevanten Distanzen zwischen Zielpunkten für eine Gruppe aus fünf Heliostaten nach García	36
2.24 Übersicht der vollständigen Zielpunktstrategie nach García	38
2.25 Beispielhafte Zielpunktverteilungen für einen zunehmenden κ Wert	39
 3.1 Luftstrommessung für unterschiedliche Einstellwerte am Solarturm Jülich (07.08.2022)	42
3.2 Exemplarische Einheitssprungantwort eines PT2-Gliedes	43
3.3 Vergleich der simulierten Massenströme mit den Messwerten vom 07.08.2022 .	44
3.4 Gruppierung der Heliostaten am Standort Jülich. Oben ist das vollständige Heliostatenfeld zu sehen, unten die repräsentativen Heliostaten eines 20 m × 20 m Bereiches inklusive Einteilung in drei Gruppen nach Receiverabstand.	47
3.5 Darstellung der Zielpunktverteilung auf dem Receiver für exemplarische Streufaktoren nach García und gemäß der Approximation, sowie Visualisierung der Unterschiede dieser beiden Berechnungen.	48
3.6 Exemplarische Flussdichteverteilung des repräsentativen Heliostaten mit dem geringsten Abstand zum Receiver in 2D und 3D	50
3.7 Exemplarische approximierte Flussdichteverteilung des repräsentativen Heliostaten mit dem geringsten Abstand zum Receiver in 2D und 3D	51
3.8 Überlagerung der Flussdichteverteilungen aller repräsentativer Heliostaten des simulativen optischen Modells am Receivermittelpunkt für das Modell mit 1080 Cups und das vereinfachte Modell mit 30 Cups	52
3.9 Homogenere Flussdichteverteilung im vollständigen Modell und im vereinfachten Modell	52
3.10 Visualisierung der Unterschiede der optischen Teilmodelle für eine beispielhafte Zielpunktverteilung	53
3.11 Visualisierung der Unterschiede der optischen Teilmodelle durch den Verlauf des RMSE bei variablen Streufaktor κ_1	53

3.12 Visualisierung der wesentlichen Schritte der Modellbildung	55
4.1 Sprungantwort des Modells im offenen Regelkreis bei Veränderung der solaren Einstrahlung von 100 % auf 25 %	58
4.2 Simulative Bestimmung der kritischen Zeit t_{\max} bis zur Erhöhung der Receiver-Fronttemperatur um 10 K	60
4.3 Vollständiger Regelkreis des Gesamtmodells inklusive aller Ein- und Ausgangsgrößen	63
5.1 Visualisierung eines beispielhaften Wolkenszenarios	66
5.2 Relative Häufigkeit der Windgeschwindigkeiten auf der PSA 2016 und 2017 .	67
5.3 Exemplarischer Simulationsverlauf für den Cloud Standby Betrieb bei Verschattung um 50 % und 30 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit	68
5.4 Analyse des RMSE der Temperaturabweichungen für das Cloud Standby Szenario bei unterschiedlichen Wolkenfällen	69
5.5 Exemplarischer Simulationsverlauf für den Normalbetrieb mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage bei Verschattung um 50 % und 30 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit	70
5.6 Analyse des RMSE der Temperaturabweichungen für die Regelung mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage bei unterschiedlichen Wolkenfällen . . .	71
5.7 Exemplarischer Simulationsverlauf ohne Einstrahlungsvorhersage bei Verschattung um 50 % und 30 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit	73
5.8 Analyse des RMSE der Temperaturabweichungen für die Regelung ohne Einstrahlungsvorhersage bei unterschiedlichen Wolkenfällen	74
5.9 Analyse der erlaubten Abweichung in der Prädiktion der Wolkengeschwindigkeit für die Lichtdurchlässigkeit von 25 %	76
5.10 Analyse des RMSE für unterschiedliche Prädiktionen der Wolkengeschwindigkeiten für eine Lichtdurchlässigkeit der Wolke von 25 %	77
5.11 Analyse der erlaubten Abweichung in der Prädiktion der Lichtdurchlässigkeit für die Lichtdurchlässigkeit von 30 m s^{-1}	78
5.12 Simulationsverlauf mit Wolkengeschwindigkeit 30 m s^{-1} von Lichtdurchlässigkeit von 75 % bei Vorhersage von 50 %	79

5.13 Analyse des RMSE für unterschiedliche Prädiktionen der Verschattung für eine Wolkengeschwindigkeit von 30 m s^{-1}	80
A.1 Simulationsverlauf für das Cloud Standby Referenzszenario bei Verschattung um 25 % und 30 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit	XCI
A.2 Simulationsverlauf für den Betrieb mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage bei Verschattung um 25 % und 30 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit	XCI
A.3 Simulationsverlauf für das Cloud Standby Referenzszenario bei Verschattung um 100 % und 30 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit	XCII
A.4 Simulationsverlauf für den Betrieb mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage bei Verschattung um 100 % und 30 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit	XCII
A.5 Simulationsverlauf für den Betrieb ohne Einstrahlungsvorhersage bei Lichtdurchlässigkeit der Wolke von 75 % und 20 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit	XCIII
A.6 Simulationsverlauf für den Betrieb mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage bei Lichtdurchlässigkeit der Wolke von 75 % und 20 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit	XCIII
A.7 Simulationsverlauf für den Betrieb ohne Einstrahlungsvorhersage bei Verschattung von 100 % und 20 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit	XCIV
A.8 Simulationsverlauf für den Betrieb mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage bei Verschattung von 100 % und 20 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit	XCIV
A.9 Simulationsverlauf für das Cloud Standby Referenzszenario bei Lichtdurchlässigkeit von um 25 % und 20 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit	XCV
A.10 Simulationsverlauf für das Cloud Standby Referenzszenario bei Verschattung um 100 % und 20 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit	XCV
A.11 Analyse der erlaubten Abweichung in der Prädiktion der Wolkengeschwindigkeit für die Lichtdurchlässigkeit von 0 %	XCVI
A.12 Analyse der erlaubten Abweichung in der Prädiktion der Wolkengeschwindigkeit für die Lichtdurchlässigkeit von 50 %	XCVI
A.13 Analyse der erlaubten Abweichung in der Prädiktion der Wolkengeschwindigkeit für die Lichtdurchlässigkeit von 75 %	XCVII
A.14 Analyse des RMSE für unterschiedliche Prädiktionen der Wolkengeschwindigkeiten für eine Lichtdurchlässigkeit der Wolke von 0 %	XCVII

A.15 Analyse des RMSE für unterschiedliche Prädiktionen der Wolkengeschwindigkeiten für eine Lichtdurchlässigkeit der Wolke von 50 %	XCVIII
A.16 Analyse des RMSE für unterschiedliche Prädiktionen der Wolkengeschwindigkeiten für eine Lichtdurchlässigkeit der Wolke von 75 %	XCVIII
A.17 Simulationsverlauf mit Wolkengeschwindigkeit 30 m s^{-1} von Lichtdurchlässigkeit von 75 % bei Vorhersage von 0 %	XCIX

Tabellenverzeichnis

2.1	Vorgehen zur Erstellung der Einstrahlungskarten im Nowcasting mittels ASIs	11
3.1	Übersicht über die quantitative Berücksichtigung der optischen Verluste in der Flussdichteberechnung mit STRAL	49
4.1	Übersicht über die Parameter zur Erstellung der Kostenfunktion	62
5.1	Vergleich des Cloud Standby Szenarios mit dem MPC (abweichungsfreie Einstrahlungsvorhersage)	71
5.2	Vergleich der Regelung mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage und der ohne Wolkenprädiktion	74
5.3	Vergleich der Regelung mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage und der ohne Wolkenprädiktion	75

Formelverzeichnis

2.1	Berechnung des Strahlungsflusses F	7
2.2	Berechnung der Flussdichte ϕ	7
2.3	Berechnung Leistung P auf dem Receiver	7
2.4	Diskrete Zustandsgleichung in der Modellbildung	14
2.5	Gleichheitsbedingungen in der Modellbildung	14
2.6	Ausgangsgleichung in der Modellbildung	14
2.7	Ansatzfunktion der Approximationspolynome finiter Elemente	15
2.8	Kontinuitätsbedingung der Kollokation im Beispiel der Abbildung 2.12	15
2.9	Berechnung der Approximationspolynome	16
2.10	Lagrange-Polynom	16
2.11	Zeitliche Ableitung des Approximationspolynoms	17
2.12	Gleichheitsbedingungen der Systemdynamik in der Kollokation	17
2.13	Gleichheitsbedingungen der Übergänge der finiten Elemente	18
2.14	Beispielhafte Kostenfunktion für den MPC	18
2.15	Beispielhaftes Optimierungsproblem für den MPC	19
2.16	Energiebilanz der Vorderseite der Absorberwabe	22
2.17	Änderung der inneren Energie der Absorberfront	23
2.18	Einteilung der aufgenommenen solaren Leistung mittels ξ_{rad}	23
2.19	Absorbierte solare Einstrahlung an der Wabenfront	23
2.20	Bestimmung der Verluste durch Konvektion	23
2.21	Bestimmung der Verluste durch Wärmestrahlung	23
2.22	Konvektion zwischen Wabenfront und Luftmassenstrom	23
2.23	Berechnung der durchschnittlichen Temperatur in der Wabenfront	24
2.24	Wärmeleitung der Absorbervorderseite zur -rückseite	24
2.25	Energiebilanz der Rückseite der Absorberwabe	24

2.26 Konvektion zwischen Wabenfront und Luftmassenstrom	24
2.27 Berechnung der durchschnittlichen Temperatur in der Wabenvorderseite	24
2.28 Gesamtgleichung der Energiebilanz an der Wabenvorderseite	25
2.29 Gesamtgleichung der Energiebilanz an der Wabenhinterseite	25
2.30 Energiebilanz vor der Absorberwabe	25
2.31 Transformierte Energiebilanz vor der Absorberwabe	25
2.32 Energiebilanz der Transportzone	26
2.33 Energiebilanz der Transportzone (Ausdruck mit spezifischer Enthalpie)	26
2.34 Aufteilung des Verlustwärmestroms der Transportzone	26
2.35 Berechnung des Verlustwärmestroms der Transportzone	26
2.36 Bestimmung Wärmeübergangskoeffizienten für den Verlustwärmestrom	27
2.37 Bestimmung der Hilfsgrößen des Wärmeübergangskoeffizienten	27
2.38 Berechnung der spezifischen Enthalpie vor der Absorberwabe	27
2.39 Algebraische Gleichung zur Bestimmung von $T_{\text{inlet},1b}$	27
2.40 Algebraische Gleichung zur Bestimmung von $T_{\text{inlet},2}$	27
2.41 Berechnung der spezifischen Enthalpie bei Absorberaustritt	27
2.42 Enthalpiestrom im primären Header	28
2.43 Enthalpiestrom am Austritt des primären Headers	28
2.44 Berechnung des Verlustwärmestroms im Header	28
2.45 Bestimmung der Hilfsgröße P für den Verlustwärmestrom im Header	28
2.46 Entalpiestrom am Receiveraustritt	29
2.47 Spezifische Entalpie am Receiveraustritt	29
2.48 Massenstromgesetz einer Blende	29
2.49 Berechnung des Massenstroms an einer Blende	29
2.50 Zusammenhang zwischen Massenstrom und Blendendurchmesser	29
2.51 Berechnung der Massenströme einzelner Absorbercups	30
2.52 Kontinuierliches Optimierungsproblem der Zielpunktregelung	30
2.53 Diskretes Optimierungsproblem der Zielpunktregelung	31
2.54 Berechnung des individuellen Heliostatenparameters α	35
2.55 Berechnung von $\Delta\alpha$	35

2.56	Bestimmung des Mindestabstandes eines jeden Zielpunktes zum nächstgelegenen Zielpunkt der Heliostatengruppe	35
2.57	Erforderliche Schwerpunktverschiebung der Zielpunktgruppe	37
2.58	Verschiebung der Zielpunkte durch Zielpunktstrategie nach García	37
3.1	Übertragungsfunktion eines schwingungsfähigen PT2 Gliedes	42
3.2	Berechnung des Proportionalitätsfaktors K_p bei PT2-Gliedern	43
3.3	Berechnung des Dämpfungsfaktors D bei PT2-Gliedern	43
3.4	Berechnung der relativen Überschwingweite os	43
3.5	Berechnung des Dämpfungsfaktors T bei PT2-Gliedern	43
3.6	Differentialgleichung der Lüftungsdynamik	44
3.7	Einführung des Massenstroms und dessen Ableitung als Systemzustände	45
3.8	Differentialgleichungen zur Beschreibung des Massenstroms	45
4.1	Berechnung der Abtastzeit aus der kritischen Zeit zur Beschädigung des Receivers	60

Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

Abkürzungen

Symbol	Bedeutung
DLR	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
TH	Technische Hochschule

Lateinische Symbole

Symbol	Bedeutung	Einheit
l	Länge	m
y_{ref}	Referenzmesswert	W/m^2
U_{th}	Thermoelektrische Spannung	V

Griechische Symbole

Symbol	Bedeutung	Einheit
α	Azimuth Winkel	°
σ	Standardabweichung	W/m^2

1 Einleitung

Paar einleitende Worte. Hier auch schreiben, dass die Abbildungen in englischer Sprache sind und die Texte in Deutsch.

1.1 Motivation

Motivation, siehe Davids Masterarbeit, siehe Gall Diss.

Hier muss hin warum Solartürme überhaupt betrachtet werden sollten und wichtig sind.

1.2 Zielsetzung

Zielsetzung, siehe Zielsetzung an Kim und auf Bachelorarbeit Einreichung. Außerdem siehe David Ziele was die Simulationen angeht:

- Wie viel besser ist der MPC, wenn er von den Wolken weiß?
- Wo sind zu jedem Szenario die Grenzen? Also wie viel % darf die MPC Vorhersage vor der eigentlichen Simulation abweichen?

Außerdem hat David schon hier seine Quelle drin, wie man einen Controller auslegt. Wohin mit diesem Inhalt?

1.3 Struktur der Arbeit

Hier die Struktur hin.

2 Grundlagen und Stand der Technik

Dieses Kapitel schafft alle relevanten Grundlagen bezüglich verwendeter Methodiken und Komponenten am Solarturm. Darüber hinaus wird die für diese Arbeit benötigte Theorie der modellprädiktiven Regelung erläutert. Zusätzlich werden verschiedene Ansätze der Zielpunktregelung und Nowcasting-Systeme dargestellt. Zum Abschluss des Kapitels wird die in dieser Arbeit genutzte Software vorgestellt.

2.1 Solartürme

Ein Solarturmkraftwerk wandelt Sonnenstrahlung durch einen Energieumwandlungsprozess in Strom um oder nutzt sie zur Unterstützung thermochemischer Prozesse. Es besteht aus einer Vielzahl von Spiegeln, sog. *Heliostaten*, die die Sonnenstrahlung auf einen *Receiver* fokussieren, der auf einem Turm montiert ist. Die nachfolgende Abbildung 2.1 zeigt zwei solcher Türme, inklusive des Heliostatenfeldes am Forschungsstandort Jülich. Der linke Turm wird zur Stromerzeugung genutzt, der rechte dient experimentellen Zwecken mit Hochtemperaturanwendung [1].



Abbildung 2.1: Solarthermisches Demonstrations- und Versuchskraftwerk Jülich [1]

Die solare Strahlung wird durch gezielte Ausrichtung der Heliostaten auf die Spitze des Solarturms, an der sich der Receiver befindet, konzentriert. Dieser absorbiert die Strahlung,

und gibt sie an ein Wärmeträgermedium ab, welches dann dem sich anschließenden Prozess zur Verfügung steht. Alternativ kann das erhitzte Medium auch zur späteren Verwendung in einem Energiespeicher zwischengespeichert werden [2, S.11]. Die schematische Darstellung eines Solarturmkraftwerkes zeigt Abbildung 2.2, der in dieser Arbeit fokussierte Teil ist hervorgehoben.

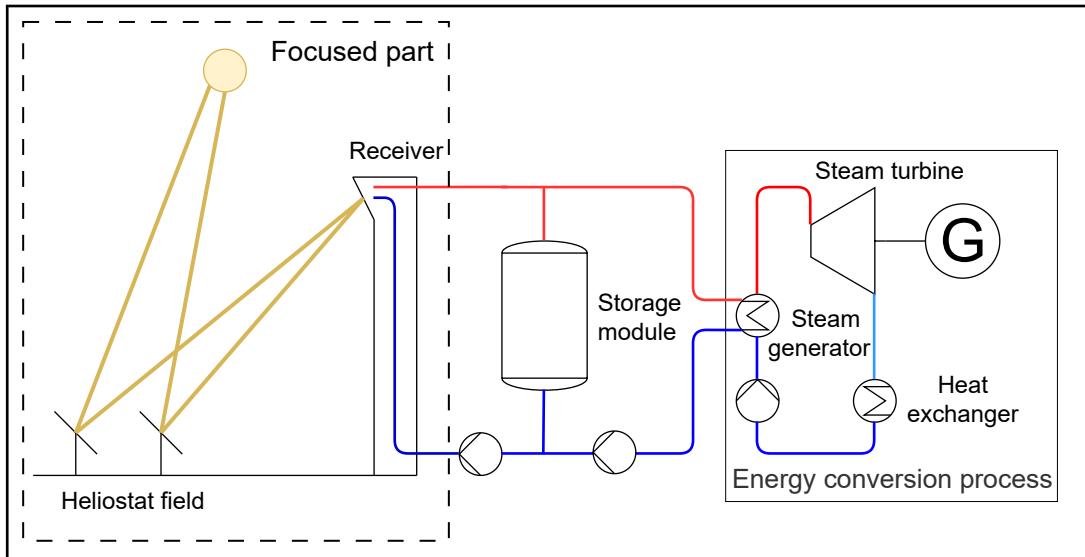


Abbildung 2.2: Vereinfachte schematische Darstellung eines Solarturmkraftwerkes [3, S.5]

Der Wärmespeicher und der Energieumwandlungsprozess werden in dieser Arbeit nicht weiter betrachtet. Im Gegensatz dazu sind die Heliostaten sowie der Receiver und der Einfluss der Sonneneinstrahlung auf diese Komponenten für das weitere Verständnis der Arbeit relevant und werden näher erläutert.

2.1.1 Heliostaten

Die Heliostaten sind bidirektional bewegliche Spiegel, die die Sonneneinstrahlung auf den Receiver bündeln. Jeder Heliostat besteht aus einer reflektierenden Fläche, einer tragenden Struktur und einem Nachführmechanismus. Letzterer ist erforderlich, um den Brennfleck auch bei wechselnden Sonnenständen statisch zu halten. Dafür verstellt eine integrierte Steuereinheit auf Basis des Sonnenstandes die reflektierende Fläche entsprechend. Die beiden Freiheitsgrade der Heliostaten sind die Drehung in der Elevations- und der Azimut-Ebene, wie sie in Abbildung 2.3 dargestellt sind. [2, S.13]

Größe, Form und Art der spiegelnden Fläche unterscheiden sich bei verschiedenen Heliostattypen. Die Spiegelfläche ist zwar bei allen Heliostaten in der Regel rechteckig, besteht bei größeren Heliostaten jedoch aus mehreren kleinen Spiegeln, sog. *Facetten*. Um eine geforderte Brennweite erreichen zu können, sind diese Facetten in einer Ebene oder zueinander gekippt angeordnet. Eine Krümmung der Fläche nach innen erzielt eine höhere Konzentration der Strahlung. [3, S.5]

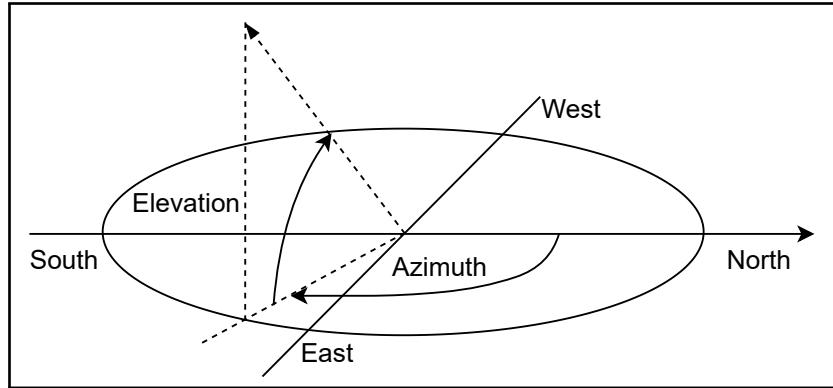


Abbildung 2.3: Darstellung der Elevations- und Azimut-Ebene [3, S.6]

Der tragende Körper bei Heliostaten jeder Größe normalerweise aus wirtschaftlichen Gründen aus einer T-Struktur [4, S.97]. Im Gegensatz zu den bei großen Heliostaten zur Nachführung eingesetzten Schneckengetriebeeinheiten, kommen bei Kleinheliostaten Schubstangenmotoren zum Einsatz. Die Heliostaten am Betrachtungsstandort Jülich bestehen aus vier ebenen, rechteckigen Facetten auf einem T-Träger und sind mit einer Reflexionsfläche von $8,3 \text{ m}^2$ vergleichsweise klein [5, S.4][2, S.13]. Auf der PS10 (Planta Solar 10) bei Sevilla stehen beispielsweise Heliostaten mit 120 m^2 Reflexionsfläche aufgeteilt auf 28 Facetten [6, S.5]. Die nachfolgende Abbildung 2.4 soll die grundsätzliche Ähnlichkeit im Aufbau der Heliostaten auch bei unterschiedlicher Größe zeigen.



Abbildung 2.4: Ausra Heliostat am Forschungsstandort Jülich mit $8,3 \text{ m}^2$ (links) und Sanlúcar-120-Heliostat auf der PS10 bei Sevilla mit 120 m^2 Reflexionsfläche (rechts) [2, S.13]

Die Gesamtheit der Heliostaten, die um den Receiver eines Solarturms angeordnet sind, wird als Heliostatenfeld bezeichnet. Dieses besteht normalerweise aus identischen Heliostaten, welche in Reihen oder konzentrischen Kreisen angeordnet sind. Denkbare Anordnungen sind Rundum-, Nord- und Südfelder (siehe Abbildung 2.5); die effizienteste Anordnung ist be-

sonders von der geografischen Lage abhängig. Effektiv sind Solarturmkraftwerke vor allem bei steilen Einfallswinkeln der Sonne auf die Spiegel (vgl. Kapitel 2.1.3). Damit ergibt sich zwangsläufig, dass in Polnähe einseitige Felder eine höhere Feldausbeute erreichen während in Äquator Nähe Rundum-Felder effektiver sind. Wie in Abbildung 2.1 zu sehen ist, handelt es sich in Jülich um ein einseitiges, nach Norden ausgerichtetes Feld, bestehend aus 2153 Heliostaten.

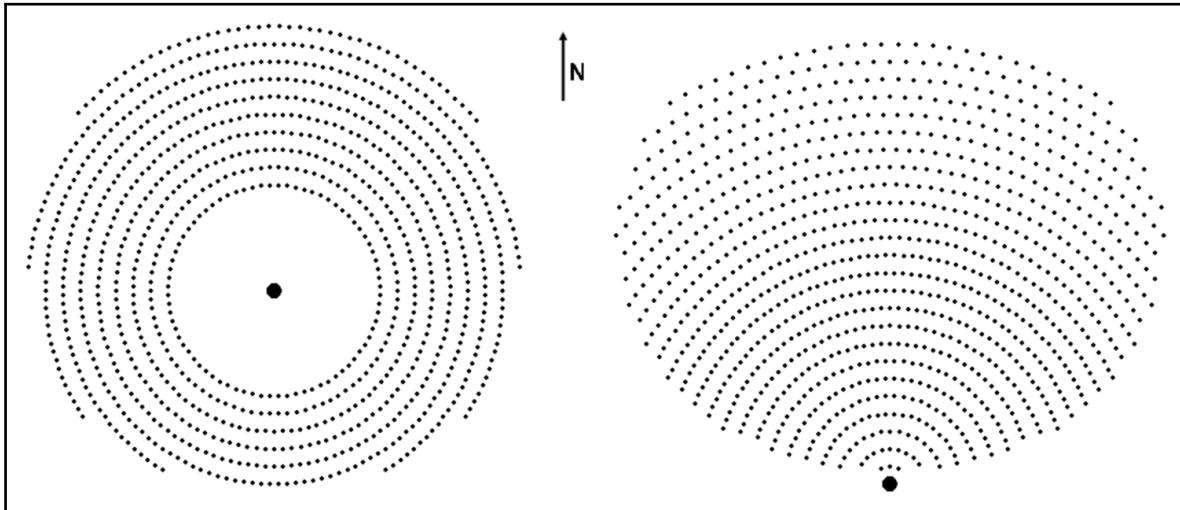


Abbildung 2.5: Verschiedene Heliostatfeld-LAYOUTS auf der Nordhalbkugel: Rundum-Feld (links) und Nordfeld (rechts) [2, S.14]

2.1.2 Receiver

Die Aufgabe des Receivers ist die Absorption der reflektierten Sonneneinstrahlung. Durch Konvektion wird die absorbierte Energie an ein Wärmeträgermedium weitergegeben, das zur weiteren Verwertung oder Speicherung zur Verfügung steht. Receiver von Solarturmkraftwerken unterscheiden sich in ihrem Aufbau, Wärmeträgermedium, Material und den damit einhergehenden physikalischen Grenzen.

Grundsätzlich muss zwischen zylindrischen und rechteckigen Receivern unterschieden werden. Erstere kommen bei Rundum-Feldern zum Einsatz, letztere bei Nord- oder Südfeldern. Je nach Standort und Anwendungsfall kommen sog. *Cavity*-Receiver zum Einsatz, welche nach innen gebogen sind um vor Wärmeverlust durch zu schnelle Windgeschwindigkeiten an der Receiver Vorderseite zu schützen. [7]

Das Material des Receivers ist abhängig vom genutzten Wärmeträgermedium. Typische Medien sind Luft, geschmolzene Salze oder Wasser. Für Wasser oder Salzschrmelzen werden meist Receiver aus Metallrohren unterschiedlicher Hochtemperatur-Legierungen verwendet. Für Receiver mit Luft als Wärmeüberträgermedium, wie beispielsweise in Jülich, wird zumeist eine poröse Keramik genutzt. [8][9]

Wenn Eigenschaften wie die maximal zulässigen thermischen Spannungen des Receivers überschritten werden, kann dieser beschädigt werden [10]. Bei einem Receiver mit Salzschmelze als Medium hängt diese beispielsweise mit der lokalen Salztemperatur und -geschwindigkeit sowie der Windgeschwindigkeit zusammen [11]. Dabei wird die lokale Salztemperatur direkt durch die solare Einstrahlung auf dem Receiver beeinflusst.

Eine Möglichkeit, die Einhaltung der maximalen thermischen Spannungen zu gewährleisten, ist also unter anderem die Einführung einer maximalen Flussdichte am Receiver, die auf der Grundlage seiner spezifischen Eigenschaften berechnet werden kann. Dabei ist der zulässige Wert auch stark vom verwendeten Wärmeträgermedium abhängig. Für Rohrreceiver, die mit flüssigem Natrium gekühlt werden, sind beispielsweise maximale Strahlungsflussdichten von $2,5 \text{ MW m}^{-2}$ erlaubt, während bei luftgekühlten Rohrreceivern nur 200 kW m^{-2} [2, S.17] erreicht werden dürfen.

Die Flussdichte ϕ ist dabei als Strahlungsfluss F pro Fläche A zu verstehen, wobei F das Verhältnis aus absorbiertener Strahlungsenergie Q pro Zeiteinheit t darstellt (siehe Formel 2.1 und 2.2).

$$F = \frac{dQ}{dt} \quad (2.1)$$

$$\phi = \frac{dF}{dA} \quad (2.2)$$

Zur Bestimmung der Leistung, die dem System auf diese Weise zugeführt wird, kann die Flussdichte verwendet werden. Sie ergibt sich aus der Integration der Flussdichte ϕ über der Fläche des Receivers.

$$P = \int_A \phi \, dA \quad (2.3)$$

Je nach Anwendungsfall kann auch ein Limit für die minimal erlaubte Flussdichte auf dem Receiver existieren, um beispielsweise das Problem von Verfestigung von Salzschmelzen zu vermeiden. Da das in dieser Arbeit untersuchte Turmkraftwerk in Jülich jedoch mit einem ebenen, rechteckigen Receiver aus Keramik und mit Luft als Medium ausgestattet ist, wird dies hier nicht weiter betrachtet.

2.1.3 Optische Verluste

Um den effizientesten Betrieb solarer Turmkraftwerke zu erreichen, ist die Minimierung optischer Verluste wesentlich. Diese optischen Verluste sind einerseits geografischer Natur, aber

auch durch die Wirkweise der Heliostaten bedingt und werden nachfolgend erläutert. Auf meteorologische Einflüsse wird in Kapitel 2.2 näher eingegangen.

Kosinus-Verluste

Die *Kosinus-Verluste* sind ein geografischer Einflussfaktor. Die Sonnenstrahlen (*solar radiation*) treffen auf die Spiegeloberfläche (*mirror*) unter einem bestimmten Winkel, der von Sonnenstand und Ausrichtung des Spiegels abhängt. Dieser Winkel bestimmt die effektive Reflexionsfläche (*effective reflection surface*), welche senkrecht zur Einfallsrichtung der Strahlung projiziert wird. Wie in Abbildung 2.6 zu erkennen ist, entspricht das Verhältnis zwischen der effektiven Fläche und der Gesamtfläche jedes Heliostaten dem Kosinus des Winkels zwischen der Einfallsrichtung und der Hauptnormalen der Spiegeloberfläche (*main normal*). Bei zunehmendem Winkel β , also ungünstigeren Lichteinfallswinkeln, nimmt die effektive Fläche ab und die Effizienz der Heliostaten wird geringer. Diese wird mit dem Kosinus-Wirkungsgrad $\cos \beta$ ausgedrückt, der also in direktem Zusammenhang mit der reflektierten Sonnenleistung steht. Der Einfluss der Kosinus-Verluste zeigt sich beispielsweise an Untersuchungen am Solar One Tower in Süd-Kalifornien, dort schwankt der Kosinus-Wirkungsgrad in dieser Gegend jährlich zwischen 0,65 und 0,9, je nach Sonnenstand und damit verbundener Heliostatenposition. [12]

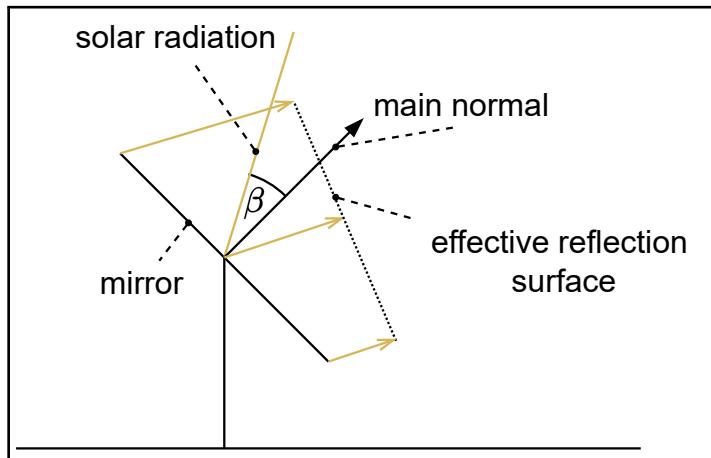


Abbildung 2.6: Seitenansicht eines Heliostaten zur Verdeutlichung des Winkels β im Kontext der Kosinus-Verluste [3, S.7]

Reflexionsverluste

Wenn das Sonnenlicht auf die Spiegel trifft, wird ein Teil absorbiert, was die Menge des reflektierten Lichts verringert. Diese Verringerung des Reflexionsvermögens wird durch Umweltfaktoren wie Regen und Staub weiter verstärkt. Reflektieren saubere Spiegeloberflächen normalerweise zwischen 87 % bis 94 % des auf sie treffenden Sonnenlichts, sinkt dieser Wert durch umweltbedingte Verschmutzung bis auf 80 %. [2, S.14]

Blockierung und Abschattung

Je nach Sonnenstand, Heliostatanordnung und Objekten mit Schattenwurf, wie dem Turm, werden Heliostaten verschattet oder „blockiert“. Im Falle einer *Abschattung* ist der direkte Weg zwischen Sonne und Heliostat (teilweise) versperrt, sodass die Sonnenstrahlung nicht ungehindert auf die Spiegelfläche treffen kann. Bei der *Blockierung* ist der Weg zwischen Heliostat und Receiver betroffen; die reflektierte Strahlung eines Heliostaten wird durch einen anderen Heliostaten (teilweise) blockiert. Abbildung 2.7 visualisiert dies. Das Problem der Abschattung betrifft alle Heliostaten und tritt besonders bei niedrigen Sonnenständen auf. Im Gegensatz dazu sind von der Blockierung, unabhängig vom Sonnenstand, zumeist die hinteren Heliostatenreihen betroffen. Durch ein geeignetes Felddesign kann diesen Verlusten entgegengewirkt werden. [13, S.686]

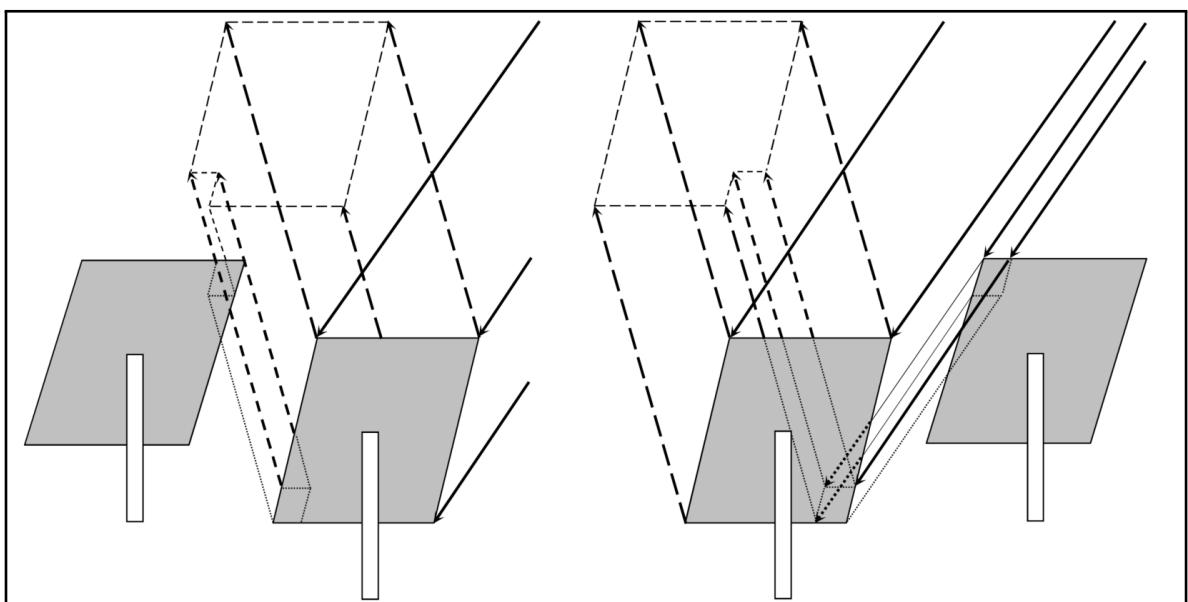


Abbildung 2.7: Blockierung (links) und Abschattung (rechts) von Heliostaten [2, S.15]

Spiegelfehler

Ein weiterer optischer Verlustfaktor sind die *Spiegelfehler*. Als solche werden Abweichungen eines Spiegels von seiner idealen Form genannt, welche den Spiegel wellig erscheinen lassen. Hervorgerufen wird dieser Fehler beispielsweise durch innere Spannungen in der Heliostatenstruktur als Folge von Wind oder Temperaturschwankungen oder aber durch Ungenauigkeiten in der Herstellung. Die Größe des Fehlers wird als Winkel zwischen dem tatsächlichen Normalvektor des Spiegels und dem idealen Normalvektor gemessen und liegt in der Regel zwischen 1,5 mrad und 2,5 mrad. [2, S.16]

Streuung

Als *Streuung* bezeichnet man den Teil der reflektierten Sonnenstrahlung, der den Receiver verfehlt und nicht in nutzbare Energie umgewandelt werden kann. Dies geschieht beispielsweise durch die oben genannten Spiegelfehler oder wenn der Abstand zwischen Heliostat und Receiver so groß ist, dass das Abbild der Reflexion auf dem Receiver größer ist als der Receiver selbst. [2, S.15-16]

Nachführfehler

Der Nachführfehler beschreibt die fehlerhafte Ausrichtung der Heliostaten. Er kann durch Schmutz oder Verschleiß an den Nachführachsen, oder Ungenauigkeiten bei der Motorausrichtung und Sonnenstandsmessung hervorgerufen werden [14, S.7]. Auch dieser Fehler wird als Winkel gemessen und liegt normalerweise bei 0,5 mrad bis 2 mrad [2, S.17].

Atmosphärische Abschwächung

Die reflektierte Strahlung wird auf dem Weg zwischen Heliostat und Receiver durch Absorption und Streuung an Luftmolekülen abgeschwächt. Die Intensität der Abschwächung ist von der Höhe des Heliostatenfeldes über dem Meeresspiegel und der lokalen Luftfeuchtigkeit, besonders aber von der Distanz zwischen Heliostat und Receiver, abhängig. Bei einem Abstand von 1000 m kann die Abschwächung bis zu 1,2 % betragen [15, S.121][2, S.17].

2.2 Nowcasting-Systeme zur Wettervorhersage

Ein wesentlicher Schwerpunkt dieser Arbeit liegt in der Analyse des Wolkeneinflusses, welcher als meteorologischer optischen Verlust auf das Gesamtsystem des Solarturms einwirkt. Um eine zuverlässige Regelung hinsichtlich der im Kapitel 2.1.2 beschriebenen physikalischen Grenzen des Receivermaterials zu gewährleisten, ist eine möglichst genaue Wettervorhersage unerlässlich. In der Praxis wird dies durch die sogenannten *Nowcasting Systeme* erreicht, die im Gegensatz zu den klassischen Modellen der Wettervorhersage durch zeitlich und räumlich hochauflösende Beobachtungen genauere lokale Vorhersagen liefern [16].

Für deutschlandweit flächendeckende Vorhersagen nutzt der deutsche Wetterdienst u. a. Sensorik zur Überwachung von Luftdruck, -temperatur und -feuchte sowie Radarsysteme und Satellitenbilder [16][17]. Durch Abruf und Verarbeitung dieser Daten im 5-Minutentakt können regionale Wetterprognosen für die kommenden Stunden generiert werden.

Für den Anwendungsfall des Solarturms ist eine solche Prognose jedoch nicht ausreichend. Je präziser die jeweils lokale Vorhersage für das Heliostatenfeld ist, desto effektiver ist die Regelung. Da die Auflösung der deutschlandweiten Vorhersage lediglich rund $1 \text{ km} \times 1 \text{ km}$

beträgt [16][18], während sich das Heliostatenfeld in Jülich auf eine Fläche von rund $330\text{ m} \times 310\text{ m}$ beschränkt, sind lediglich sehr grobe Vorhersagen zu erwarten. Darüber hinaus ist auch die zeitliche Auflösung von 5 Minuten [18] unterhalb der Möglichkeiten anderer Nowcasting Systeme [19][20, S.272].

Ein Instrument für zeitlich und räumlich hochauflösende Vorhersagen sind die sogenannten „All-sky imagers“ (ASI) in Kombination mit Pyrheliometern. Bei ASIs handelt es sich um nach oben gerichtete Kameras, welche $180^\circ \times 180^\circ$ halbkugelförmige Bilder mit dem Zweck der Wolkenüberwachung erzeugen. Pyrheliometer sind Messgeräte zur Ermittlung der direkten Sonneneinstrahlung (der *direct normal irradiation*, kurz: *DNI*). Der Prozess zur Erstellung von Nowcasting Vorhersagen auf Basis dieser Bilder und Messdaten wird beispielsweise von Samu *et al.* in [21] beschrieben.

Das DLR verwendet in Spanien und Jülich bereits ein Nowcasting System auf Basis der ASIs. Es erstellt in subminütlicher Auflösung Einstrahlungskarten des betrachteten Solarfeldes mit einer räumlichen Auflösung von bis zu $20\text{ m} \times 20\text{ m}$. Tabelle 2.1 fasst alle Schritte zur Erstellung dieser Karten zusammen. [21, S.4,S.13][19].

Tabelle 2.1: Vorgehen zur Erstellung der Einstrahlungskarten im Nowcasting mittels ASIs (nach[21, S.4])

Schritt	Beschreibung
1	Wolkensegmentierung
2	Bestimmung der 3D Koordinaten der Wolken
3	Extraktion der Wolkenbewegung
4	Vorhersage der zukünftigen Wolkenpositionen
5	Ermittlung der Lichtdurchlässigkeit der Wolken
6	Errechnen des Schattenwurfs
7	Erstellung der Einstrahlungskarten

Im Rahmen der Segmentierung (Schritt 1) wird durch Bilderkennung (z. B. mittels neuronaler Netzwerke) festgestellt, welche der aufgenommenen Pixel zu Wolken gehören. Für die Bestimmung der Wolkenpositionen (2) werden mindestens zwei ASIs benötigt, welche den Himmel zeitgleich aus unterschiedlichen Winkeln aufnehmen. Zu diesem Zweck werden sie rund 500 m bis 1000 m entfernt voneinander positioniert. Der Effekt der Stereoskopie ermöglicht auf dieser Basis die Bestimmung der Position und Ausdehnung im dreidimensionalen Raum [21, S.5]. Durch Analyse aufeinander folgender Bilder der Kameras kann die jeweilige Wolkenbewegung erfasst werden (3), die Aufschluss über die zukünftigen Positionen dieser Wolken (4) gibt. Die nachfolgende Abbildung 2.8 visualisiert exemplarisch, den jeweiligen Informationsgehalt der unbearbeiteten Kamerabilder (Links), der Bilder nach Segmentierung (Mitte) und nach Extraktion der Bewegungsvektoren (Rechts).

Die Ermittlung der Lichtdurchlässigkeit der Wolken (5) geschieht mithilfe der Messwerte von Pyrheliometern. Sofern die betrachtete Wolke im direkten Weg zwischen Sonne und Pyrhe-

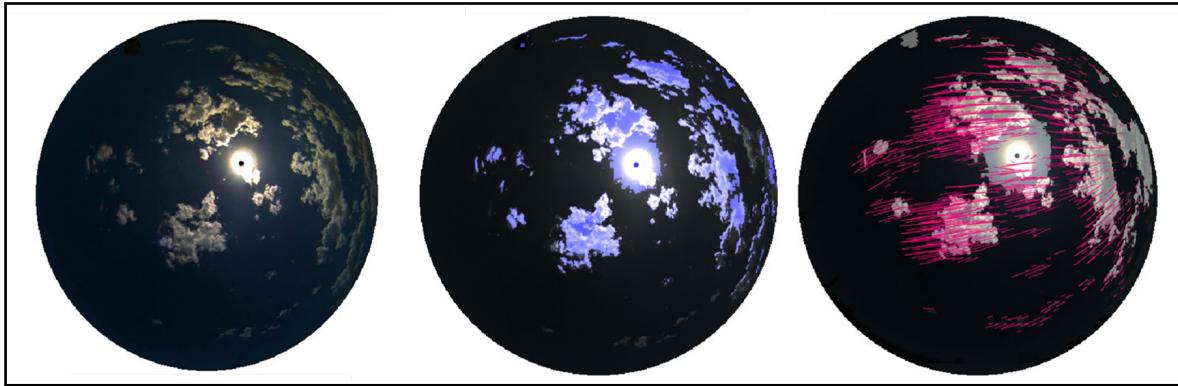


Abbildung 2.8: Beispiel eines unbearbeiteten ASI-Bildes (Links), eines segmentierten Bildes (Mitte) und eines Bildes inklusive visualisierter Bewegungsvektoren (Rechts) (nach [22, S.8])

liometer liegt, kann aus den Messwerten direkt die Lichtdurchlässigkeit der Wolke bestimmt werden. Andernfalls ergibt sich die Durchlässigkeit aus einer Wahrscheinlichkeitsanalyse mit historischen Wolkenhöhen- und Transmissionsmessungen sowie aktuellen Transmissionsmessungen anderer Wolken und deren Wolkenhöhen [23].

Durch Erfassung der Sonnenposition aus den Bildern der ASIs sowie der Wolkenpositionen und -bewegungsvektoren kann die resultierende lokale Verschattung geometrisch bestimmt werden (6). In Kombination mit der Lichtdurchlässigkeit ergeben sich zu dem aktuellen Zeitpunkt sowie prädiktiv in der benötigten zeitlichen Auflösung und über einen Horizont von 15 min bis 60 min die Einstrahlungskarten (7). Beispielhaft ist dies als Ergebnis des Nowcastings in Abbildung 2.9 zu sehen. Das insgesamt überwachte Feld erstreckt sich über $8\text{ km} \times 8\text{ km}$, jedes einzelne Pixel stellt den Einstrahlungswert für eine Fläche von $20\text{ m} \times 20\text{ m}$ dar. [21, S.14]

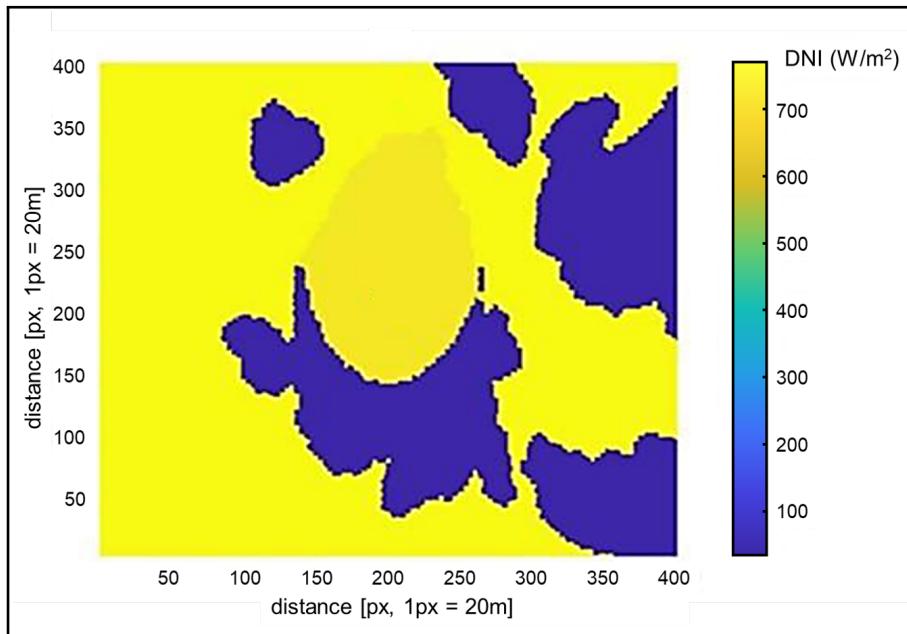


Abbildung 2.9: Beispielhafte Darstellung der Einstrahlungskarte als Ergebnis des Nowcastings (nach [21, S.14])

2.3 Modellprädiktive Regelung

Das Ziel eines Reglers ist im Allgemeinen, einen sich zeitlich verändernden Prozess von außen so zu beeinflussen, dass dieser Prozess in einer vorgegebenen Weise abläuft. Dazu besitzt das zu regelnde System mindestens eine beeinflussbare Größe und eine zurückgeführte Messgröße, die mit einer Führungsgröße verglichen wird. Weiterhin soll die Wirkung von Störungen so gut wie möglich unterdrückt werden [24, S.1ff]. Eine verbreitete Art der Regelung ist die hier vorgestellte modellprädiktive Regelung (kurz *MPR* bzw. *MPC*).

2.3.1 Grundlagen

Ein wesentliches Merkmal der MPC ist die Möglichkeit künftige Modellparameter in die Regelung einzubeziehen. Weiterhin besteht mit MPC die Möglichkeit, komplexe nicht-lineare *MIMO*-Systeme (*Multi Input Multi Output*) effektiv zu regeln. Der wohl bedeutendste Grund dafür, dass MPC in der Praxis mit dem PID-Regler den Stand der Technik ausmacht [25, S.viii], ist jedoch die zusätzliche Möglichkeit, Ein- und Ausgangsgrößen Systems mittels sog. *Constraints* zu limitieren; nachteilig ist jedoch der damit direkt verbundene hohe Rechenaufwand. [25, S.1-2]

Der MPC hat diese speziellen Features aufgrund des Zusammenspiels seiner beiden Hauptkomponenten: einer Optimierungseinheit und einem mathematischen Modell des zu regelnden Systems. Abbildung 2.10 zeigt den Aufbau eines Regelkreises mit dem MPC. Ein Beispiel für eine zu regelnde Anlage, die („Plant“), stellt ein Solarturmkraftwerk dar.

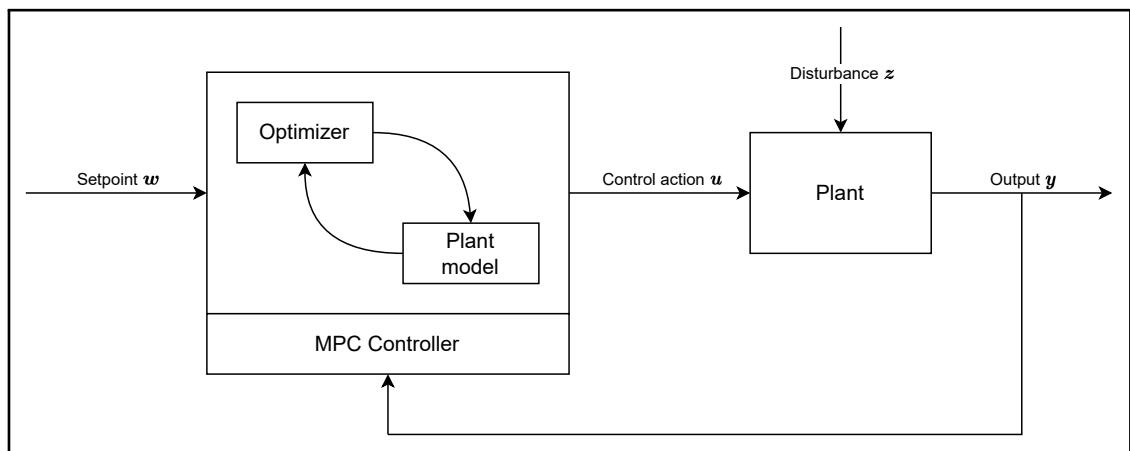


Abbildung 2.10: Geschlossener Regelkreis mit einem MPC gemäß[26, S.2]

Zum besseren Verständnis des Funktionsprinzips eines modellprädiktiven Reglers dient die nachfolgende Abbildung 2.11. Es ist erkennbar, dass der Regler zum Zeitpunkt k über die Dauer des gesamten *Prädiktionshorizontes* N_2 mittels des hinterlegten Modells die *Ausgangsgröße* \mathbf{y} simuliert. Die Berechnung geschieht dabei in durch die *Sample Time* T_s vorgegebene Zeitschritten. Dafür kalkuliert die Optimierungseinheit für den *Regelungshorizont* von

Zeitpunkt $k + N_1$ bis $k + N_u$ die optimalen Stellgrößen \mathbf{u} , sodass sich \mathbf{y} der Referenztrajektorie \mathbf{r} so gut wie möglich annähert. Der Abstand zwischen der Referenztrajektorie und der Ausgangsgröße wird mit dem Fehler e bezeichnet, der im Zuge der Regelung minimiert wird. Nach jedem Zeitschritt T_s wird lediglich die erste kalkulierte Stellgröße an das System weitergegeben, bevor sich die Horizonte um einen Zeitschritt verschieben. Auf Basis der Rückführung von Messgrößen des Systems ergibt sich das Optimierungsproblem des nächsten Zeitschritts. [26, S.3]

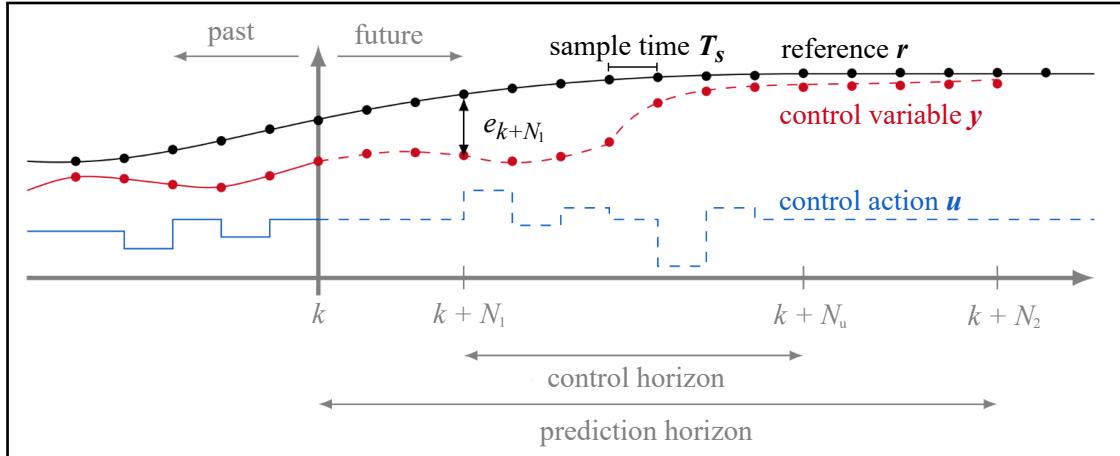


Abbildung 2.11: Funktionsprinzip eines MPC nach [26, S.3] gemäß [27]

2.3.2 Modellierung des Systems

Ein grundlegender Baustein zur erfolgreichen Regelung mit einem modellprädiktiven Regler ist die Abbildung des zu regelnden Systems durch mathematische Formeln – die Modellbildung. Je präziser das zu regelnde Realmodell in der Modellbildung beschrieben wird, desto genauer werden auch die Ergebnisse der Regelung. Dabei kann das System sowohl in diskreter als auch kontinuierlicher Form beschrieben werden; für die Optimierung werden kontinuierliche Systeme aus Differenzialgleichungen und algebraischen Gleichungen jedoch in der Regel diskretisiert (vgl. Kapitel 2.3.3), sodass das System letztlich wie in den Gleichungen 2.4 - 2.6 zu beschreiben ist. Dabei steht \mathbf{x} für die dynamischen Modellzustände, \mathbf{u} für die Stellgrößen, \mathbf{z} für algebraische Größen und \mathbf{p} bzw. \mathbf{p}_{tv} für (zeitabhängige, time varying) Modellparameter. [26, S.3][28]

$$\mathbf{x}_{k+1} = f(\mathbf{x}_k, \mathbf{u}_k, \mathbf{z}_k, \mathbf{p}_{tv,k}, \mathbf{p}) \quad (2.4)$$

$$\mathbf{0} = g(\mathbf{x}_k, \mathbf{u}_k, \mathbf{z}_k, \mathbf{p}_{tv,k}, \mathbf{p}) \quad (2.5)$$

$$\mathbf{y}_k = h(\mathbf{x}_k, \mathbf{u}_k, \mathbf{z}_k, \mathbf{p}_{tv,k}, \mathbf{p}) \quad (2.6)$$

2.3.3 Diskretisierung

Im Vergleich zu diskreten Modellen ist der rechnerische Aufwand zur Lösung kontinuierlicher Modelle höher. Zur Lösung praktischer Probleme sind daher heutzutage Schieß- und Kollokationsverfahren, die das System diskretisieren und so in ein *Nichtlineares Programm* (NLP) umformulieren, erfolgversprechender [5, S.63]. Nachfolgend wird die Methode der orthogonalen Kollokation vorgestellt, da diese die inhärente Sensitivität eines Schießverfahrens vermeidet und weniger präzise Startwerte für eine erfolgreiche Lösung erfordert [29, S.981]. Für komplexe, nichtlineare Kraftwerksmodelle ist diese Methode zu bevorzugen [30, S.247]. Bei der Kollokation werden die Zustands- und auch die Eingangstrajektorien diskretisiert und über ein Polynom angenähert. Die Optimierungsvariablen des NLPs bilden zum einen die Kollokationspunkte der Zustandstrajektorien, an denen die Systemdynamik erfüllt sein muss und zum anderen die Stützstellen der Eingangstrajektorien zu Beginn und Ende der finiten Elemente [5, S.63-64][31, S.2].

Abbildung 2.12 verdeutlicht das Prinzip der orthogonalen Kollokation. Die Zeit innerhalb der in Absatz 2.3.1 erläuterten Sample Time wird in $i = 1, \dots, NE$ finite Elemente der Dauer Δt eingeteilt. Weiterhin werden für jedes Element $j = 0, \dots, K$ Kollokationspunkte eingeführt zu den diskreten Zeitpunkten $\tau \in [0, 1]$. Die Ansatzfunktion der Approximationspolyome innerhalb der finiten Elemente ist K -ten Grades:

$$\boldsymbol{x}_i^K(t) = \boldsymbol{\alpha}_0 + \boldsymbol{\alpha}_1 t + \dots + \boldsymbol{\alpha}_K t^K \quad (2.7)$$

Die erforderliche Steigung der Polynome an den Kollokationspunkten ist durch die Zustandstrajektorien als Optimierungsvariable vorgegeben. In Abbildung 2.12 ist zu erkennen, dass auch die Kontinuität der einzelnen Polynome elementübergreifend erfüllt wird, wenn

$$\boldsymbol{X}_i^K(t_{i+1}) = \boldsymbol{x}_{i+1,0} \quad (2.8)$$

gilt. Diese Kontinuität gilt jedoch nur für die Zustände und nicht deren zeitliche Ableitungen [31, S.2].

Die Verteilung der Kollokationspunkte innerhalb der finiten Elemente geschieht in der Regel nach vier Methoden [32, S.48]:

- Äquidistant,
- Legendre-Gauss,
- Legendre-Gauss-Radau,
- Legendre-Gauss-Lobatto

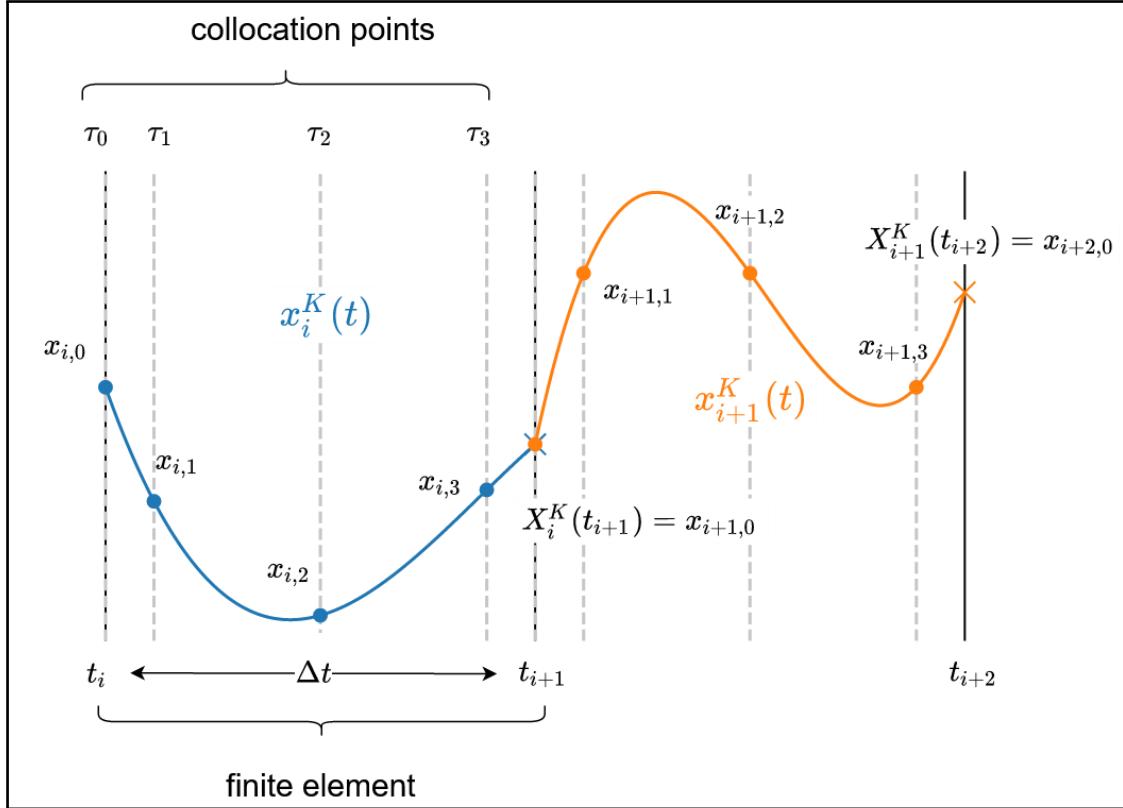


Abbildung 2.12: Beispielhafte orthogonale Kollokation auf finiten Elementen [28]

Äquidistante Verteilungen werden in der Praxis nicht genutzt, je nach Systemdynamik muss zwischen den weiteren Methoden gewählt werden [32]. Die nachfolgende Abbildung 2.13 zeigt die unterschiedlichen Verteilungen für $K = 10$ Kollokationspunkte.

Die Approximationspolynome berechnen sich aus

$$\mathbf{x}_i^K(t) = \sum_{j=0}^K L_j(\tau) \mathbf{x}_{i,j}, \quad (2.9)$$

wobei $L_j(\tau)$ das Lagrange-Polynom darstellt, welches nach Gleichung 2.10 beschrieben wird:

$$L_j(\tau) = \prod_{\substack{k=0 \\ k \neq j}}^K \frac{(\tau - \tau_k)}{(\tau_j - \tau_k)}, \quad \tau = \frac{t - t_i}{\Delta t_i}, \quad \Delta t_i = t_{i+1} - t_i \quad (2.10)$$

$$\forall i \in \{1, \dots, \text{NE}\} \text{ and } j \in \{0, \dots, K\}$$

Die zeitliche Ableitung des Polynoms wird wie folgt bestimmt

$$\left. \frac{d\mathbf{x}_i^K}{dt} \right|_{t_{i,k}} = \sum_{j=0}^K \frac{\mathbf{x}_{i,j}}{\Delta t_i} \underbrace{\left. \frac{dL_j}{d\tau} \right|_{\tau_k}}_{a_{j,k}}, \quad (2.11)$$

$$\forall i \in \{1, \dots, \text{NE}\} \text{ and } k \in \{0, \dots, K\}$$

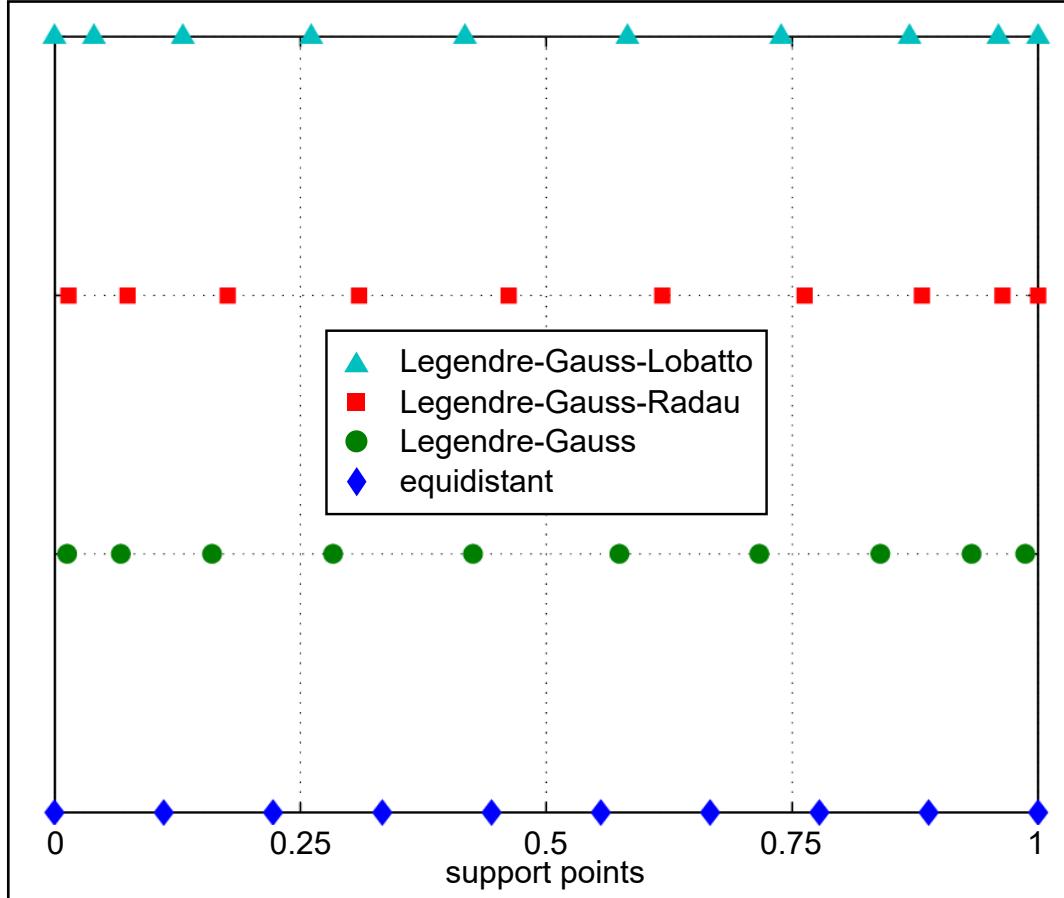


Abbildung 2.13: $K = 10$ Kollokationspunkte in Verteilungen nach Legendre-Gauss, Legendre-Gauss-Radau, Legendre-Gauss-Lobatto oder äquidistant im Intervall $[0, 1]$ (gemäß [32, S.48])

wobei der Term $a_{j,k}$ konstant ist und vorberechnet werden kann. Die Erfüllung der Systemdynamiken durch das Polynom an den Kollokationspunkten kann anhand von Gleichheitsbedingungen formuliert werden. Dabei steht $\dot{\mathbf{x}}$ für die durch Differentialgleichungen beschriebene Systemdynamik [5, S.70].

$$\dot{\mathbf{x}}_i(\tau) = \sum_{j=0}^K \frac{\mathbf{x}_{i,j}}{\Delta t_i} a_{j,k} \quad (2.12)$$

$$\forall i \in \{1, \dots, \text{NE}\} \text{ and } k \in \{0, \dots, K\}$$

An den Stützstellen der Elemente werden die Gleichheitsbedingungen für die Übergänge der Elemente definiert. Der Startwert eines Polynoms ist festgelegt durch das Polynom des vorigen Elementes zum Zeitpunkt $\tau = 1$, bei dem der Stetigkeitskoeffizient d_j vorberechnet werden kann.

$$\mathbf{x}_i^K(t_{i+1}) = \sum_{j=0}^K \underbrace{L_j(\tau = 1)}_{d_j} \mathbf{x}_{i,j} \quad (2.13)$$

$$\forall i \in \{1, \dots, \text{NE}\}$$

Die Gleichungen 2.12 und 2.13 werden in das Optimierungsproblem der modellprädiktiven Regelung als Gleichheitsbedingungen eingebunden.

2.3.4 Kostenfunktion

Liegt dem Regler ein mathematisch hinreichend beschriebenes Modell vor, kann eine sogenannte Kostenfunktion aufgestellt werden, welche die Abweichung zwischen dem vorliegenden und dem gewünschten Systemzustand beschreibt. Während des Optimierungsprozesses wird die in Abbildung 2.10 dargestellte Optimierungseinheit diese Funktion minimieren und somit den Fehler e reduzieren. In der Kostenfunktion sollte der Vergleich der zu regelnden Ausgangsvariablen mit der Referenztrajektorie über den Regelungshorizont abgebildet sein. Dies geschieht zumeist in quadratischer Form, aufgrund der Differenzierbarkeit und der globalen Konvergenz dieser Gleichungen [33, S.24][26, S.3]. Weiterhin ist es in der Regel zielführend, die errechnete Veränderung der Eingangsvariablen Δu zwischen zwei Zeitschritten in die Kostenfunktion mit aufzunehmen, um einem unruhigen Regelverhalten vorzubeugen [33, S.24]. Ein mathematisches Beispiel einer solchen Kostenfunktion J ist in Formel 2.14 zu sehen; dabei stehen W_w und W_u für Gewichtungsmatrizen und $y(k+i|k)$ für die zum Zeitpunkt k bezüglich des Zeitpunktes $k+i$ vorhergesagte Ausgangsvariable. [26, S.3]

$$J = \sum_{i=N_1}^{N_2} \|r(k+i|k) - y(k+i|k)\|_{W_w} + \sum_{j=1}^{N_u-1} \|\Delta u(k+j|k)\|_{W_u} \quad (2.14)$$

2.3.5 Constraints

Wie in Abschnitt 2.3.1 beschrieben, sind auch die Constraints, also Beschränkungen auf Ein- und Ausgangsgrößen des Systems, ein wesentliches Merkmal modellprädiktiver Regelung. Während der Optimierung der Kostenfunktion wird bei Einbindung von Constraints sichergestellt, dass beispielsweise mechanische oder physikalische Limitierungen des Systems nicht überschritten werden. Dabei ist zwischen den sogenannten *hard constraints* und *soft constraints* zu unterscheiden. Nicht zu überschreitende, harte Limitierungen treten zumeist bei den Eingangsgrößen auf; beispielhaft kann das maximale Drehmoment eines Motors genannt werden. Im Gegensatz dazu sind harte Beschränkungen auf Ausgangsgrößen oft nur gewünscht als wirklich erforderlich und können das Optimierungsproblem unlösbar machen. Dies geschieht, wenn die limitierten Eingangsgrößen das System nicht auf eine Weise beeinflussen können, dass die Ausgangsgrößen ihren vorgegebenen Rahmen beibehalten. Ein zusätzlicher Freiheitsgrad wird durch die Einführung von soft constraints und sogenannten *Slack Variablen* ξ geschaffen. [26, S.4]

Mathematisch lässt sich die in Gleichung 2.14 dann um die constraints und die Gleichheitsbedingungen aus Gleichung 2.12 und 2.13 auf das gesamte Optimierungsproblem erweitern. Dazu wird nach [26, S.4] eine weitere Gewichtungsmatrix \mathbf{W}_ξ in der Kostenfunktion eingefügt, um Dauer und Höhe der constraint-Überschreitung zu beeinflussen [34]. Die Indizes *lb* und *ub* kennzeichnen die lower bzw. upper bound, also die untere und obere Variabengrenze. Die für die Diskretisierung eingeführten Indizes werden mit *col* erweitert.

$$\begin{aligned}
 \min_{\mathbf{x}, \mathbf{u}, \boldsymbol{\xi}, t} \quad & \sum_{i=N_1}^{N_2} \|\mathbf{r}(k+i | k) - \mathbf{y}(k+i | k)\|_{\mathbf{W}_w} + \sum_{j=1}^{N_u-1} \|\Delta \mathbf{u}(k+j | k)\|_{\mathbf{W}_u} + \sum_{i=N_1}^{N_2} \|\boldsymbol{\xi}(k+i | k)\|_{\mathbf{W}_\xi} \\
 \text{subject to:} \quad & \dot{\mathbf{x}}_{i_{\text{col}}}(\tau) - \sum_{j_{\text{col}}=0}^K \frac{\mathbf{x}_{i_{\text{col}}, j_{\text{col}}}}{\Delta t_{i_{\text{col}}}} a_{j_{\text{col}}, k_{\text{col}}} = \mathbf{0} \\
 & \mathbf{x}_{i_{\text{col}}}^K(t_{i_{\text{col}}+1}) - \sum_{j_{\text{col}}=0}^K d_{j_{\text{col}}} \mathbf{x}_{i_{\text{col}}, j_{\text{col}}} = \mathbf{0} \\
 & \mathbf{u}_{lb} \leq (\mathbf{u}(k+j | k)) \leq \mathbf{u}_{ub}, \\
 & \mathbf{y}_{lb} - (\boldsymbol{\xi}(k+i | k)) \leq (\mathbf{y}(k+j | k)) \leq \mathbf{y}_{ub} + (\boldsymbol{\xi}(k+i | k)), \\
 & \forall \tau \in [0, 1], i_{\text{col}} \in \{1, \dots, \text{NE}\} \text{ and } k_{\text{col}} \in \{0, \dots, K\} \\
 & \forall \boldsymbol{\xi} \geq \mathbf{0}, i \in \{N_1, \dots, N_2 - i\} \text{ and } j \in \{0, \dots, N_u\}
 \end{aligned} \tag{2.15}$$

Eine gut konstruierte Kostenfunktion ermöglicht es, das Ziel des Modells oder Systems präzise zu definieren, unerwünschte Effekte oder Fehler zu minimieren und die gewollten Ergebnisse zu erzielen. Dazu sind die Zielvariablen, die Gewichtungen und die constraints sinnvoll zu wählen.

2.4 Modellbildung des offen volumetrischen Receivers

In [5, S.90ff] wird die Modellierung der Absorbercups im Receiver am Solarturm Jülich vorgestellt und in [35] erweitert. Die jeweiligen Ergebnisse werden an dieser Stelle verknüpft. Die Modellierung hat das Ziel eine einfache mathematische Beschreibung des Receivers zu erreichen, um für Optimierungszwecke geeignet zu sein. Ausgehend vom aufgeprägten Massenstrom, der Temperatur der Rückführluft und Umgebung sowie der solaren Einstrahlung soll das Verhalten des Receivers, insbesondere die Luftaustrittstemperatur und die Oberflächentemperatur, hinreichend genau abgebildet werden [5, S.90].

2.4.1 Grundlagen und Annahmen

Die modellierte Receiver Front besteht aus einzelnen *Absorbercups*. Es wird davon ausgegangen, dass die einzelnen Cups nicht miteinander interagieren, das heißt thermisch voneinander

isoliert sind [5, S.91]. Die Cups selbst bestehen aus drei Komponenten, wie in Abbildung 2.14 zu sehen ist.

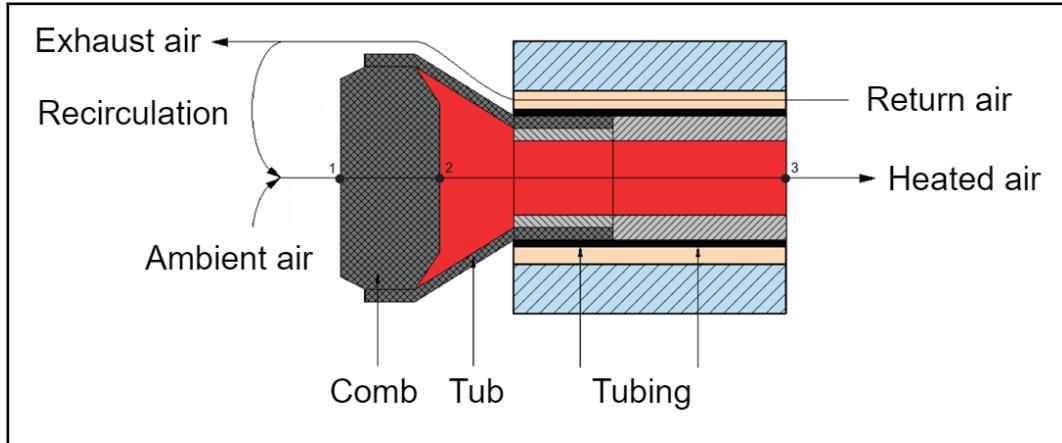


Abbildung 2.14: Schematische Darstellung eines Absorbercups (nach [5, S.90])

Die dargestellten Komponenten sind:

- **Absorberwabe (Comb):** Sie besteht aus einer porösen Keramik und dient der Absorption der konzentrierten Solarstrahlung. Diese wird in der Keramik in thermische Energie gewandelt und als innere Energie gespeichert. Aufgrund der porösen Struktur kann Umgebungsluft als Wärmeübertragungsmedium durch die Wabe strömen, die Energie aufnehmen und diese dem nachgeschalteten Prozess (vgl. Abschnitt 2.1) zur Verfügung stellen.
- **Absorberkelch (Tub):** Er besteht aus demselben Material wie die Absorberwabe, ist jedoch massiv. Der Kelch ist wie ein quadratischer Pyramidenstumpf mit rundem Auslass geformt und sammelt die warme Luft nach Durchströmen der Wabe.
- **Rohrstück (Tubing):** Dieses dient dem Transport der Luft zur weiteren Nutzung. Der vordere Teil des Rohrs besteht neben der Isolierung aus dem Endstück des Kelches. Am Ende des Rohrstücks befindet sich eine Blende, die je nach Position des Cups im Receiver einen unterschiedlichen Durchmesser besitzt.

Zur Erhöhung des Wirkungsgrades des Receivers wird die abgekühlte Luft (rund 80 °C bis 120 °C) [35] aus dem Prozess zu den Absorbercups zurückgeführt. Dort wird sie in Luftschlitten zwischen den einzelnen Cups vor den Receiver geleitet, wo sie sich teilweise mit der Umgebungsluft mischt und erneut für die Wärmeübertragung zur Verfügung steht. Dieser Prozess ist in Abbildung 2.14 dargestellt.

Die Cups werden in vier Sektoren unterteilt, welchen jeweils ein sogenannter primärer *Header* nachgeschaltet ist. In diesen Headern wird die aus dem Rohrstück jedes einzelnen Cups austretende, erwärmte Luft gemischt und ein bezüglich der Temperatur homogenisierter Luftmassenstrom entsteht. Über ein Ventil am Luftaustrittspunkt der Header kann theoretisch der Luftstrom durch die einzelnen Sektoren reguliert werden. In der Praxis ist dieses Ventil

jederzeit geöffnet [35]. An die vier primären Header schließt sich ein sekundärer Header an, welcher den identischen homogenisierenden Effekt mit der Luft aus allen vier Sektoren, also dem gesamten Luftmassenstrom des Receivers, erzielt. Die schematische Darstellung zeigt Abbildung 2.15.

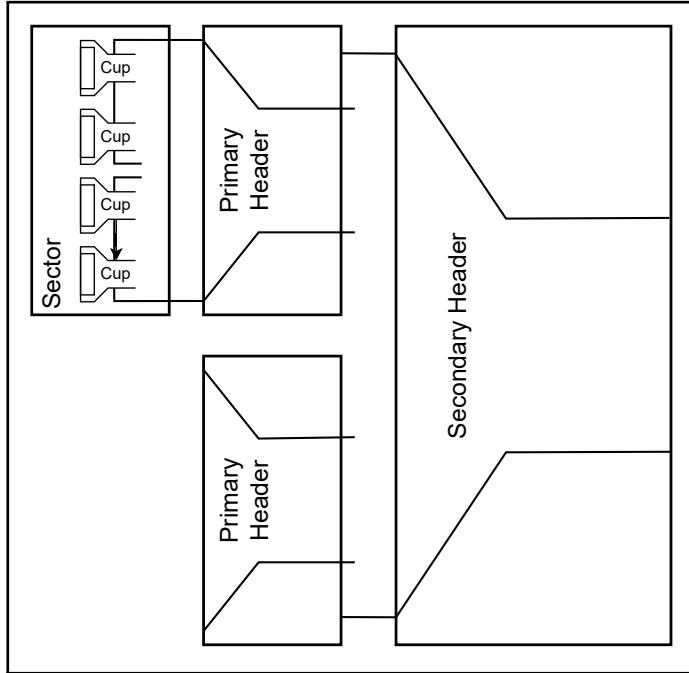


Abbildung 2.15: Schematische Darstellung der Header (nach [5, S.90])

Um das Modell des Receivers einfach zu halten, werden die folgenden Annahmen getroffen [5, S.92]:

- Die einzelnen Absorbercups sind thermisch voneinander isoliert.
- Das System wird als isobar angenommen, sodass die Enthalpie der Luft ausschließlich von der Temperatur abhängt.
- Die Lufttemperaturen innerhalb von Bilanzräumen sind homogen und ändern sich diskret an Bilanzgrenzen.
- Die Temperaturen der Rückführluft und der Luft hinter der Absorberwabe sind homogen. Dadurch wird die Berechnung der Wärmeübertragung vereinfacht, ohne die Genauigkeit der Berechnung zu stark zu beeinflussen, da die lokalen Temperaturänderungen relativ gering sind.
- Die Absorberwabe ist die einzige Komponente, die Wärme speichert.

2.4.2 Modellierung eines Absorbercups

Zur Berechnung der Entalpieströme und Temperaturen kann der Absorbercup vereinfacht in die Aufheizzone, (gemäß o.g. Annahme: die Wabe), und die Transportzone (Kelch und

Rohrstück), aufgeteilt werden. Die real auftretenden Temperaturunterschiede zwischen Kelch und Rohrstrück sind vernachlässigbar gering, sodass eine Einzelbetrachtung dieser beiden Komponenten nicht erforderlich ist [5, S.93]. Abbildung 2.16 zeigt die beiden Zonen und alle Größen zur nachfolgenden Berechnung.

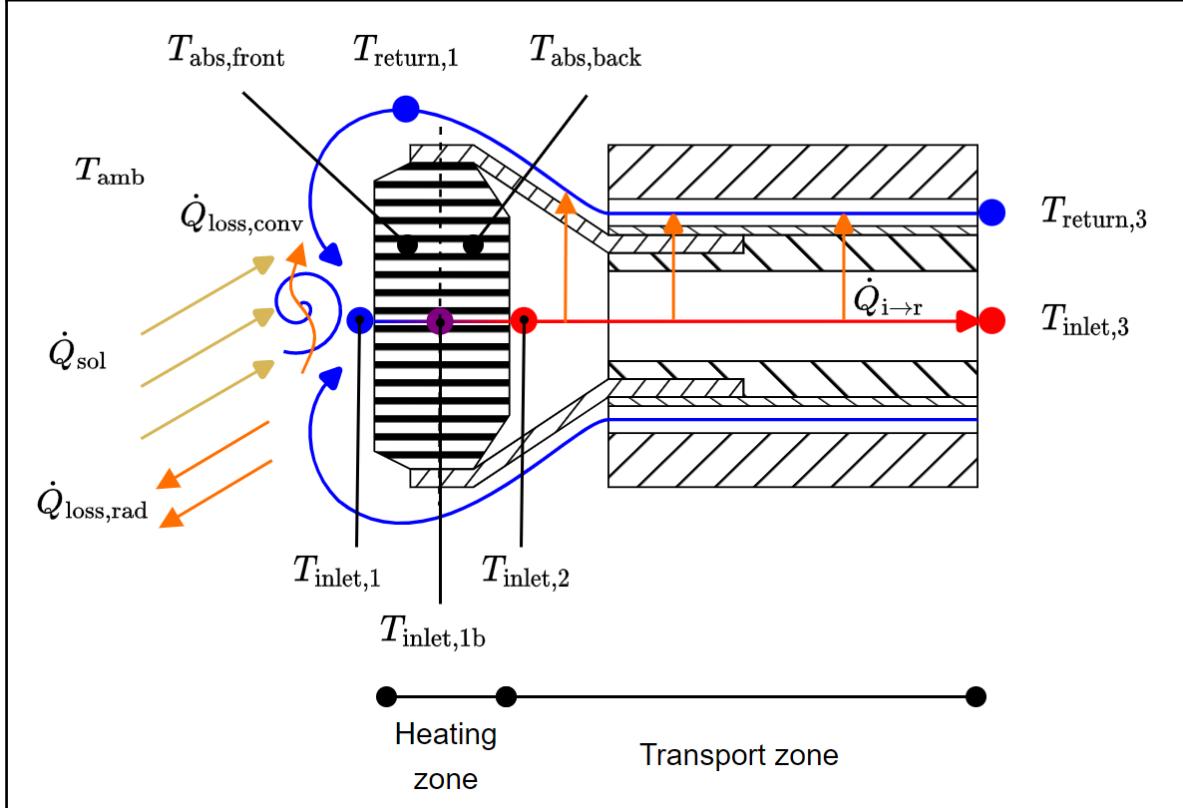


Abbildung 2.16: Berechnungsgrößen des Absorbercups (nach [35])

Aufheizzone

Gemäß Abbildung 2.16 ergibt sich die Energiebilanz an der Vorderseite der Absorberwabe zu

$$\dot{U}_{abs,front} = \dot{Q}_{sol,front} - \dot{Q}_{loss,conv} - \dot{Q}_{loss,rad} - \dot{Q}_{comb,front} - \dot{Q}_{cond}, \quad (2.16)$$

wobei $\dot{U}_{abs,front}$ die Änderung der inneren Energie der Wabenfront und $\dot{Q}_{sol,front}$ die von ihr aufgenommene solare Einstrahlung beschreibt. Die Terme $\dot{Q}_{loss,conv}$ und $\dot{Q}_{loss,rad}$ beschreiben die thermischen Verluste in Folge von Wind und Wärmestrahlung. Der gewünschte Wärmeübergang von der Wabe in die durchströmende Luft wird mit $\dot{Q}_{comb,front}$ ausgedrückt. \dot{Q}_{cond} steht für die Wärmeleitung des vorderen Teils der Wabe in den hinteren Teil.

Die Änderung der inneren Energie kann weiterhin ausgedrückt werden als

$$\dot{U}_{abs,front} = m_{abs,front} \cdot c_{abs} \cdot \frac{dT_{abs,front}}{dt}, \quad (2.17)$$

mit der Masse des vorderen Absorberwabenteils $m_{\text{abs},\text{front}}$ und der Wärmekapazität c_{abs} , sowie der Änderung der Fronttemperatur über die Zeit.

Aufgrund der Struktur der Absorberwaben wird nicht die gesamte Einstrahlungsleistung an der Vorderseite der Wabe aufgenommen. Dies wird mit dem Faktor ξ_{rad} berücksichtigt, welcher diese Leistung in zwei Teile trennt.

$$\begin{aligned} P_{\text{sol},\text{front}} &= \xi_{\text{rad}} P_{\text{sol}} \\ P_{\text{sol},\text{back}} &= (1 - \xi_{\text{rad}}) P_{\text{sol}} \end{aligned} \quad (2.18)$$

Mit der an der Wabenvorderseite aufgenommenen Leistung und dem Absorptionskoeffizienten α_{sol} sowie der Absorberoberfläche A_{abs} und der Flussdichte F ergibt sich

$$\dot{Q}_{\text{sol},\text{front}} = \alpha_{\text{sol}} P_{\text{sol},\text{front}} = \alpha_{\text{sol}} \xi_{\text{rad}} A_{\text{abs}} F. \quad (2.19)$$

Zu einem Zeitpunkt, wenn kein Wind den Receiver beeinträchtigt, sind die thermischen Verluste durch Konvektion $\dot{Q}_{\text{loss,conv}}$ nicht vorhanden. Da außerdem die explizite Betrachtung dieser Verluste sehr komplex ist und ein eigenes Forschungsfeld darstellt, werden diese Verluste nicht weiter betrachtet [35]. Damit gilt:

$$\dot{Q}_{\text{loss,conv}} = 0. \quad (2.20)$$

Die Verluste durch Wärmestrahlung können mit dem Stefan-Boltzmann-Gesetz beschrieben werden. Dabei ist ϵ der Emissionskoeffizient, welcher zur Vereinfachung gleich dem Absorptionskoeffizienten α_{sol} gesetzt wird, σ die Boltzmann-Konstante und T_{amb} die Umgebungstemperatur. Somit ergibt sich:

$$\dot{Q}_{\text{loss,rad}} = \epsilon \sigma A_{\text{abs}} (T_{\text{abs},\text{front}}^4 - T_{\text{amb}}^4) \quad (2.21)$$

Die Konvektion an der Vorderseite der Absorberwabe auf die durchströmende Luft kann durch die Enthalpieströme beschrieben werden. Weiterhin ist auch die Berechnung mit dem Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{\text{comb},\text{front}}$ und der Kontaktfläche zwischen Luft und Absorberwabe $A_{\text{comb},\text{front}}$ möglich:

$$\begin{aligned} \dot{Q}_{\text{comb},\text{front}} &= \dot{H}_{\text{inlet},1b} - \dot{H}_{\text{inlet},1} \\ &= \dot{m}_{\text{abs}} \cdot (h_{\text{inlet},1b} - h_{\text{inlet},1}) \\ &= \alpha_{\text{comb},\text{front}} A_{\text{comb},\text{front}} (T_{\text{abs},\text{front}} - T_{\text{m},\text{front}}) \end{aligned} \quad (2.22)$$

Für diese Berechnung wird die Durchschnittstemperatur $T_{m,front}$ zwischen dem Lufteintritt $T_{inlet,1}$ und der Mitte der Wabe $T_{inlet,1b}$ mit dem einstellbaren Gewichtungsfaktor w_T genutzt, welche sich gemäß Gleichung 2.23 ergibt.

$$T_{m,front} = (1 - w_{T,front})T_{inlet,1} + w_{T,front}T_{inlet,1b} \quad (2.23)$$

Die Wärmeleitung von der Absorbervorderseite zur -rückseite ergibt sich unter Berücksichtigung der Wärmeleitfähigkeit λ_{comb} , A_{solid} als Oberfläche der Absorberfront abzüglich der Fläche für die Luftschlitzte und l_{comb} als Tiefe des Absorbers:

$$\dot{Q}_{cond} = \lambda_{comb} \cdot \frac{A_{solid} \cdot (T_{abs,front} - T_{abs,back})}{\frac{l_{comb}}{2}} \quad (2.24)$$

Durch die Halbierung der Absorbertiefe wird gewährleistet, dass die Betrachtung die Wärmeleitung zwischen der Mitte der Absorberfront und der Mitte der Rückseite betrachtet wird.

Für die hintere Seite der Absorberwabe kann eine der Gleichung 2.16 ähnliche Energiebilanz aufgestellt werden. Allerdings wird an dieser Stelle kein Verlust durch Wärmestrahlung beachtet, da die Oberfläche der Waberrückseite größtenteils dem Kelch und nicht der Umgebung zugewandt ist und daher der Anteil an Strahlungsverlusten an die Umgebung vernachlässigbar ist:

$$\dot{U}_{abs,back} = \dot{Q}_{sol,back} - \dot{Q}_{comb,back} + \dot{Q}_{cond} \quad (2.25)$$

$\dot{Q}_{comb,back}$ kann dabei wie folgt beschrieben werden:

$$\begin{aligned} \dot{Q}_{comb,back} &= \dot{H}_{inlet,2} - \dot{H}_{inlet,1b} \\ &= \dot{m}_{abs} \cdot (h_{inlet,2} - h_{inlet,1b}) \\ &= \alpha_{comb,back} A_{comb,back} (T_{abs,back} - T_{m,back}) \end{aligned} \quad (2.26)$$

Die durchschnittliche Temperatur an der Rückseite der Absorberwabe errechnet sich nach Gleichung 2.27.

$$T_{m,back} = (1 - w_{T,back})T_{inlet,1b} + w_{T,back}T_{inlet,2} \quad (2.27)$$

Durch Erweiterung von Gleichung 2.16 um die Gleichungen 2.17 bis 2.24 erhält man folgende

Differentialgleichung für die vordere Seite der Absorberwabe:

$$m_{\text{abs},\text{front}} c_{\text{abs}} \frac{dT_{\text{abs},\text{front}}}{dt} = \epsilon \xi_{\text{rad}} A_{\text{abs}} F - \epsilon \sigma A_{\text{abs}} (T_{\text{abs},\text{front}}^4 - T_{\text{amb}}^4) \\ - \alpha_{\text{comb},\text{front}} A_{\text{comb},\text{front}} (T_{\text{abs},\text{front}} - T_{\text{m},\text{front}}) \\ - \lambda_{\text{comb}} \cdot \frac{A_{\text{solid}} \cdot (T_{\text{abs},\text{front}} - T_{\text{abs},\text{back}})}{l_{\text{comb}/2}} \quad (2.28)$$

Für den hinteren Teil der Wabe ergibt sich aus den Gleichungen 2.25 bis 2.27 eine weitere Differentialgleichung:

$$m_{\text{abs},\text{back}} c_{\text{abs}} \frac{dT_{\text{abs},\text{back}}}{dt} = \epsilon (1 - \xi_{\text{rad}}) A_{\text{abs}} F \\ - \alpha_{\text{comb},\text{back}} A_{\text{comb},\text{back}} (T_{\text{abs},\text{back}} - T_{\text{m},\text{back}}) \\ + \lambda_{\text{comb}} \cdot \frac{A_{\text{solid}} \cdot (T_{\text{abs},\text{front}} - T_{\text{abs},\text{back}})}{l_{\text{comb}/2}} \quad (2.29)$$

Die Temperaturen $T_{\text{abs},\text{front}}$ und $T_{\text{abs},\text{back}}$ stellen dabei die Systemzustände dar; die Flussdichte F eine Eingangsgröße. Weiterhin unbekannt sind die Temperaturen $T_{\text{inlet},1}$, $T_{\text{inlet},1b}$ und $T_{\text{inlet},2}$.

$T_{\text{inlet},1}$ ergibt sich aus der Energiebilanz vor der Absorberwabe (siehe Abbildung 2.16), bei der *arr* für die Rückführrate der Luft (*air return ratio*) steht. Dies ist der Anteil, der in den Absorber strömenden Luft, der zuvor aus dem Prozess zurückgeführt wurde.

$$\dot{H}_{\text{inlet},1} = \text{arr} \cdot \dot{H}_{\text{return},1} + (1 - \text{arr}) \cdot \dot{H}_{\text{amb}} \quad (2.30)$$

Diese Gleichung kann zu

$$h_{\text{inlet},1} = \text{arr} \cdot h_{\text{return},1} + (1 - \text{arr}) \cdot h_{\text{amb}} \quad (2.31)$$

umgeschrieben werden.

Um auf Basis der spezifischen Enthalpie die Temperatur zu bestimmen wird ein Approximationspolynom dritten Grades der Form $T = f(h)$ verwendet. Dies ist zulässig, da das Approximationspolynom im relevanten Bereich streng monoton steigend ist und so eine geschlossene Lösung erlaubt. Dies verringert den Rechenaufwand gegenüber anderen Berechnungen, die die temperaturabhängige Wärmekapazität für diese Umrechnung nutzen [5, S.96]. Aus Gleichung 2.31 ergibt sich mit $h_{\text{return},1}$ eine neue Unbekannte, die aus der Energiebilanz der Transportzone errechnet wird.

Transportzone

Nach Abbildung 2.16 ergibt sich die Energiebilanz der Transportzone zu

$$\dot{H}_{\text{return},1} = \dot{H}_{\text{return},3} + \dot{Q}_{\text{loss,i}\rightarrow\text{r}}, \quad (2.32)$$

was gleichbedeutend mit

$$\dot{m}_{\text{abs}} h_{\text{return},1} = \dot{m}_{\text{abs}} h_{\text{return},3} + \dot{Q}_{\text{loss,i}\rightarrow\text{r}} \quad (2.33)$$

ist, wobei $\dot{Q}_{\text{loss,i}\rightarrow\text{r}}$ den Verlustwärmestrom darstellt, der sich nach Abbildung 2.16 aus drei in orange gekennzeichneten Teilen zusammensetzt und von der Rückführluft aufgenommen wird. Mathematisch lässt sich dies nach Gleichung 2.34 beschreiben.

$$\dot{Q}_{\text{loss,i}\rightarrow\text{r}} = \dot{Q}_{\text{loss,tub}} + \dot{Q}_{\text{loss,tube},1} + \dot{Q}_{\text{loss,tube},2} \quad (2.34)$$

Der Wärmeverlust durch die Rohrstücke kann mittels herkömmlicher Formeln der Wärmeübertragung in mehrschichtigen Rohre beschrieben werden. Durch die Umrechnung des Kelches in ein äquivalentes Rohr können die identischen Formeln auch hier angewandt werden. Daher gilt

$$\dot{Q}_{\text{loss,i}\rightarrow\text{r}} = \alpha_{\text{i}\rightarrow\text{r}} \cdot A_{\text{i}\rightarrow\text{r}} \cdot (T_{\text{inlet},2} - T_{\text{return},3}), \quad (2.35)$$

wobei $\alpha_{\text{i}\rightarrow\text{r}}$ der Wärmeübergangskoeffizient und $A_{\text{i}\rightarrow\text{r}}$ die entsprechende Kontaktfläche ist. Die Geometrie des Absorbers zeigt die Abbildung 2.17.

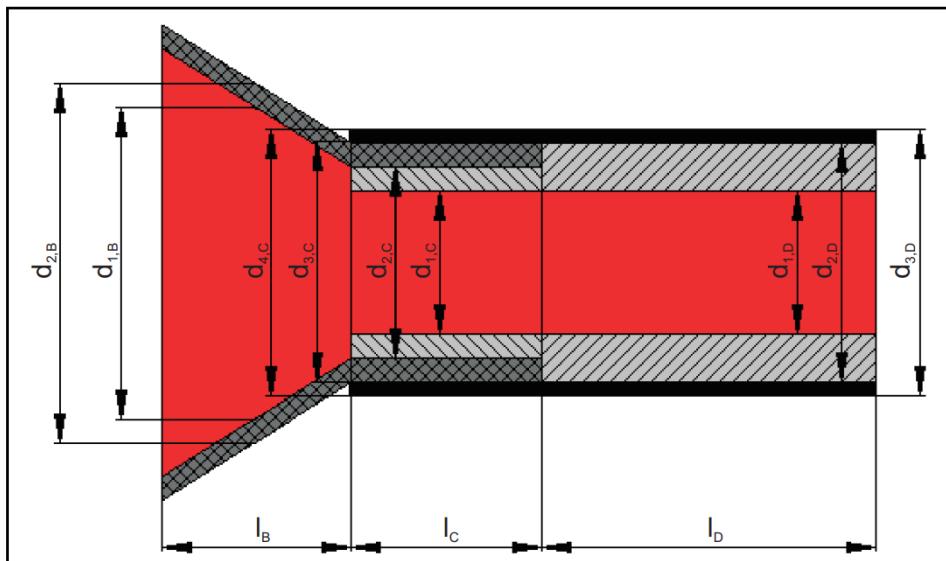


Abbildung 2.17: Geometrie des Absorbers [5, S.97]

Aus der Geometrie und den Wärmeleitfähigkeiten λ der Keramik, der Dämmung und des Rohres sowie den lokalen Wärmeübergangskoeffizienten ergibt sich

$$\begin{aligned}\alpha_{i \rightarrow r} = & \frac{\pi \cdot l_B}{\frac{1}{\alpha_{inlet,2} \cdot d_{1,B}} + \frac{1}{2} \cdot B + \frac{1}{\alpha_{return,3} \cdot d_{2,B}}} \\ & + \frac{\pi \cdot l_C}{\frac{1}{\alpha_{inlet,2} \cdot d_{1,C}} + \frac{1}{2} \cdot C + \frac{1}{\alpha_{return,3} \cdot d_{4,C}}} \\ & + \frac{\pi \cdot l_D}{\frac{1}{\alpha_{inlet,2} \cdot d_{1,D}} + \frac{1}{2} \cdot D + \frac{1}{\alpha_{return,3} \cdot d_{3,D}}},\end{aligned}\quad (2.36)$$

mit

$$\begin{aligned}B &= \frac{1}{\lambda_{cer}} \cdot \ln \frac{d_{2,B}}{d_{1,B}} \\ C &= \frac{1}{\lambda_{ins}} \cdot \ln \frac{d_{2,C}}{d_{1,C}} + \frac{1}{\lambda_{cer}} \cdot \ln \frac{d_{3,C}}{d_{2,C}} + \frac{1}{\lambda_{pipe}} \cdot \ln \frac{d_{4,C}}{d_{3,C}} \\ D &= \frac{1}{\lambda_{ins}} \cdot \ln \frac{d_{2,D}}{d_{1,D}} + \frac{1}{\lambda_{pipe}} \cdot \ln \frac{d_{3,D}}{d_{2,D}}.\end{aligned}\quad (2.37)$$

Für die spezifische Enthalpie $h_{inlet,1}$ folgt nach Gleichung 2.31, 2.33 und 2.35:

$$h_{inlet,1} = arr \cdot \left(h_{return,3} + \frac{\alpha_{i \rightarrow r} \cdot A_{i \rightarrow r} \cdot (T_{inlet,2} - T_{return,3})}{\dot{m}_{abs}} \right) + (1 - arr) \cdot h_{amb} \quad (2.38)$$

Die Temperatur der Rückführluft $T_{return,3}$ ist eine Messgröße im Kraftwerk und daher bekannt [5, S.96].

$T_{inlet,1b}$ und $T_{inlet,2}$ können unter Berücksichtigung des Approximationspolynoms $T = f(h)$ durch die entsprechenden Bilanzräume in der Wabe errechnet werden, wobei sich $\dot{Q}_{comb,front}$ nach Gleichung 2.22 und $\dot{Q}_{comb,back}$ nach Gleichung 2.26 ergibt.

$$0 = \dot{m}_{abs}(h_{inlet,1} - h_{inlet,1b}) + \dot{Q}_{comb,front} \quad (2.39)$$

$$0 = \dot{m}_{abs}(h_{inlet,1b} - h_{inlet,2}) + \dot{Q}_{comb,back} \quad (2.40)$$

Demnach beschreiben die Gleichungen 2.28, 2.29 sowie 2.39 und 2.40 ein mathematisches Modell mit zwei Differentialgleichungen und zwei algebraischen Gleichungen, bei dem $T_{abs,front}$ und $T_{abs,back}$ die Zustände darstellen und $T_{inlet,1b}$ sowie $T_{inlet,2}$ die algebraischen Variablen.

Die Luftaustrittstemperatur $T_{inlet,3}$ eines Cups ergibt sich gemäß

$$h_{inlet,3} = h_{inlet,2} - \frac{\dot{Q}_{loss,i \rightarrow r}}{\dot{m}_{abs}}; \quad (2.41)$$

auch hier gilt die Funktion $T(h)$. Somit ergibt sich ein vollständig definiertes Modell eines Absorbercups.

Header

Im primären Header mischen sich die Luft- und Enthalpieströme der einzelnen Cups jedes Sektors. Der Enthalpiestrom dieses Gemisches wird in Gleichung 2.42 beschrieben.

$$\dot{H}_{\text{inlet},3,\text{mixed}} = \sum_i \dot{m}_{\text{abs},i} \cdot h_{\text{inlet},3,i} \quad (2.42)$$

Berücksichtigt man die Verluste durch Wärmeübertragung im Header, ergibt sich der Enthalpiestrom am Austritt des primären Headers zu

$$\dot{H}_{\text{sector}} = \dot{H}_{\text{inlet},3,\text{mixed}} + \dot{Q}_{\text{loss,header},1}. \quad (2.43)$$

Dieser Verlustwärmestrom $\dot{Q}_{\text{loss,header},1}$ wird durch Umrechnung der konischen in äquivalente zylindrische Elemente errechnet und ist von der Leitfähigkeit λ der Isolierung und des Rohres sowie den lokalen Wärmeübergangsparametern α abhängig (siehe Gleichung 2.44). Die entsprechende Geometrie zeigt Abbildung 2.18.

$$\dot{Q}_{\text{loss,header},1} = \frac{\pi \cdot l_h \cdot (T_{\text{inlet},3,\text{mixed}} - T_{\text{amb}})}{\frac{1}{\alpha_h \cdot d_{1,h}} + \frac{1}{2} \cdot P + \frac{1}{\alpha_{\text{amb}} \cdot d_{3,h}}}, \quad (2.44)$$

mit

$$P = \frac{1}{\lambda_{\text{ins}}} \cdot \ln \frac{d_{2,h}}{d_{1,h}} + \frac{1}{\lambda_{\text{pipe}}} \cdot \ln \frac{d_{3,h}}{d_{2,h}}. \quad (2.45)$$

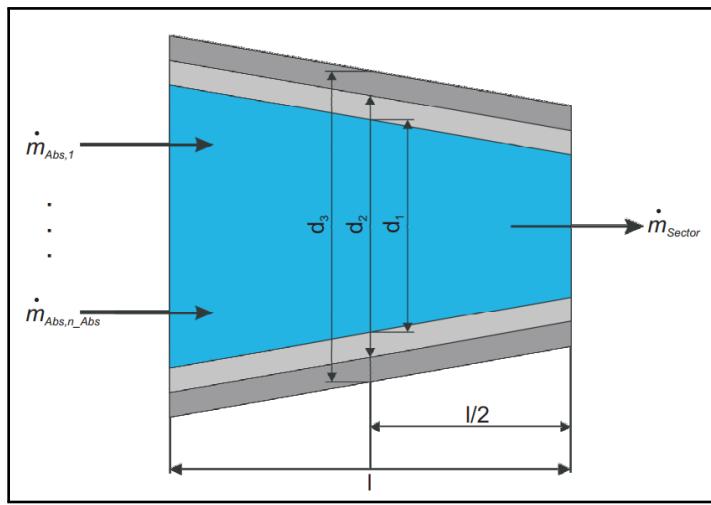


Abbildung 2.18: Geometrie des primären Headers [5, S.97]

Schließlich ergibt sich der Enthalpiestrom am Receiveraustritt durch äquivalente Inbezugnahme des zweiten Headers. Der Austrittsenthalpiestrom \dot{H}_{out} ergibt sich zu

$$\dot{H}_{\text{out}} = \dot{H}_{\text{sector,mixed}} + \dot{Q}_{\text{loss,header,2}}, \quad (2.46)$$

was identisch mit

$$h_{\text{out}} = h_{\text{sector,mixed}} + \frac{\dot{Q}_{\text{loss,header,2}}}{\dot{m}_{\text{rec}}} \quad (2.47)$$

ist. Dabei ist \dot{m}_{rec} der Luftmassenstrom durch den gesamten Receiver, also der Summe der Luftmassenströme durch alle einzelnen Cups. Der Wärmeverlust im sekundären Header wird analog zu Gleichung 2.44 mit $\dot{Q}_{\text{loss,header,2}}$ berücksichtigt und die Austrittstemperatur T_{out} ergibt sich erneut aus der Funktion $T(h)$. Der Massenstrom des Gesamtreceivers ist messbar und dient dem System als Eingangsgröße. [5, S.92]

Massenbilanzen

Die Massenströme der Luft am Receivereintritt und -austritt werden als identisch angenommen, da keine Druckunterschiede in der Modellierung betrachtet werden. Die Massenströme jedes einzelnen Absorbercups $\dot{m}_{\text{abs},i}$ können über den Gesamtmassenstrom \dot{m}_{rec} errechnet werden. Da die Ventile an jedem Sektor als vollständig geöffnet betrachtet werden, sind die Absorbercupmassenströme lediglich von ihrem individuellen Blendendurchmesser im Rohrstück (vgl. 2.4.1) abhängig. Das Massenstromgesetz für eine Blende zeigt Gleichung 2.48:

$$\dot{V} = \alpha_0 A_0 \sqrt{\frac{2\Delta p}{\rho}} \quad (2.48)$$

Dies ist für Luft als Medium gleichbedeutend mit

$$\dot{m} = \alpha_0 \frac{\pi d_{\text{plate}}^2}{4} \sqrt{2\rho_{\text{air}} \Delta p}, \quad (2.49)$$

wobei α_0 ein Durchflusskoeffizient ist, d_{plate} der Blendendurchmesser, ρ_{air} die Dichte der Luft und Δp die Druckdifferenz vor und hinter der Blende. Für die in dem System vorliegenden hohen Reynoldszahlen kann der Durchflusskoeffizient als konstant angesehen werden [35]. Weiterhin ist für konstante Massenströme auch die Druckdifferenz konstant und die Dichte der Luft aufgrund der Vernachlässigung von Druckänderungen im System ebenfalls. Der Massenstrom ist daher direkt proportional zum Quadrat des Blendendurchmessers:

$$\dot{m} \propto d_{\text{plate}}^2 \quad (2.50)$$

Dementsprechend ergibt sich der Massenstrom eines einzelnen Cups durch die Eingangsgröße \dot{m}_{rec} und alle Blendendurchmesser im Receiver gemäß

$$\dot{m}_{\text{abs},i} = \dot{m}_{\text{rec}} \cdot \frac{d_{\text{plate},i}^2}{\sum_j^{n_{\text{cups}}} d_{\text{plate},j}^2} \quad (2.51)$$

2.5 Zielpunktregelung

Neben der in Abschnitt 2.1.2 erwähnten Notwendigkeit der Zielpunktregelung zur Vermeidung zu hoher Temperaturen auf der Receiver Front, ist ein weiteres wesentliches Ziel, die Maximierung des wirtschaftlichen Ertrags des Kraftwerkes. Nachfolgend wird das daraus resultierende Optimierungsproblem erläutert sowie einige Zielpunktregelungen aus der Literatur vorgestellt. Im Anschluss wird eine Zielpunktstrategie mit Ventil-Analogie nach García *et al.* [36] detaillierter beschrieben.

2.5.1 Optimierungsproblem der Zielpunktregelung

Eine optimale Ausrichtung der Heliostaten wird erreicht, wenn die Temperatur an jedem Cup des Receivers gleich der maximal zulässigen Temperatur ist, da der Receiver dann die meiste Leistung aufnimmt. Aufgrund der Tatsache, dass ein Heliostat allerdings einen Brennfleck erzeugt, der mehrere Cups unterschiedlich beeinflusst, kann die Temperatur eines einzelnen Cups nicht durch einen Heliostaten angepasst werden, ohne die Temperatur der anderen Cups zu verändern. Aus diesem Grund kann es unmöglich sein, die optimale Lösung zu finden, bei der an jedem Cup des Receivers die maximale Temperatur vorliegt. Um die aufgenommene Leistung P_{receiver} zu maximieren, sollte also nicht die Temperatur jedes einzelnen Cups betrachtet werden, sondern die Leistung des Gesamtsystems unter Einhaltung der Grenztemperatur der Cups. Das zugehörige Optimierungsproblem ergibt sich dann gemäß Gleichung 2.52, wobei $T_{\text{front},i}$ die jeweilige Fronttemperatur des Cups i und (x_h, y_h) die Zielpunktkoordinaten eines jeden Heliostaten h darstellen. Anstelle der maximalen Temperatur wird in der Literatur alternativ auch die maximale Flussdichte genutzt. [3, S.15]

$$\begin{aligned} & \max \quad P_{\text{receiver}} = f(T, x, y) \\ \text{subject to:} \quad & T_{\text{front},i} \leq T_{\text{front,max}}, \quad \forall i \in \{1, \dots, n_{\text{cups}}\} \\ & (x_h, y_h) \in \mathbb{R}^2, \quad \forall h \in \{1, \dots, n_{\text{heliostats}}\} \end{aligned} \quad (2.52)$$

Die kontinuierliche Gleichung 2.52 erlaubt dem Heliostaten alle möglichen Zielpunkte in der Ebene \mathbb{R}^2 . Wie bereits in Kapitel 2.3.3 erwähnt, geht die Diskretisierung eines Modells jedoch mit geringerem Rechenaufwand einher [2, S.85]. Durch Definition einer Teilmenge möglicher

diskreter Zielpunktkoordinaten A wird eine mathematische Beschreibung des Problems wie in Gleichung 2.53 erreicht:

$$\begin{aligned} \max \quad & P_{\text{receiver}} = f(T, x, y) \\ \text{subject to:} \quad & T_{\text{front},i} \leq T_{\text{front,max}}, \quad \forall i \in \{1, \dots, n_{\text{cups}}\} \\ & (x_h, y_h) \in A, \quad \forall h \in \{1, \dots, n_{\text{heliostats}}\} \end{aligned} \quad (2.53)$$

Um eine möglichst hohe Leistung zu absorbieren, werden die Heliostaten bevorzugt auf die Mitte gerichtet, sodass alle Brennflecke vollständig auf dem Receiver abgebildet werden und die Streuungsverluste (vgl. Abschnitt 2.1.3) so gering wie möglich sind. Werden jedoch alle Heliostaten auf die Mitte ausgerichtet, wird die zulässige Fronttemperatur des Receivers überschritten. Aus diesem Grund werden einige Heliostaten bei klarem Himmel defokussiert. Obwohl alle Heliostaten, unabhängig von ihrer Entfernung zum Receiver, eine ähnliche Leistung reflektieren, ist der Einfluss receivernaher Heliostaten auf einzelne Cups aufgrund des kleineren Brennfleckes größer. Daher werden diese Heliostaten vorzugsweise zur Defokussierung verwendet, um die physikalischen Limitierungen des Receivers auch bei starker solarer Einstrahlung einzuhalten.

Es ist zu beachten, dass eine optimale Lösung des in Gleichung 2.53 formulierten Problems nicht notwendigerweise die optimale Lösung in Bezug auf das reale System ist, da Modellfehler auftreten und das reale System Störungen unterworfen ist. Sie verändern die Flussdichteverteilungen der Heliostaten und können daher die abgefangene Leistung einzelner Cups verringern oder auch erhöhen. Durch den Nachführfehler (Kapitel 2.1.3) beispielsweise könnte die erlaubte Temperatur des Receivers überschritten werden, wenn die Verschiebung hin zu einem bereits kritisch heißen Cup geschieht. [3, S.16]

Wolken wiederum reduzieren die reflektierte Strahlung während ihres Durchzuges, was die Möglichkeit bietet, die Zielpunkte stärker zu fokussieren. Zieht die Wolke weiter, während die Heliostaten immer noch überwiegend in Richtung Receiver-Zentrum fokussieren, kann dies zu einer Überschreitung der maximalen Temperatur oder Temperaturgradienten führen. Diesen Umstand zeigt die Abbildung 2.19 qualitativ. Hier wird ein konstanter Luftmassenstrom im Inneren des Receivers vorausgesetzt, sodass die Temperatur auf der Vorderseite des Receivers (T_{abs}) und die Luftaustrittstemperatur im Receiver T_{outlet} lediglich von der solaren Einstrahlung P_{solar} abhängig ist.

Es ist erkennbar, dass die solare Einstrahlung durch eine Wolke ab dem Zeitpunkt t_1 abnimmt und sich ein Gleichgewichtszustand mit geringerer Leistung einstellt. Zum Zeitpunkt t_2 werden auch die Heliostaten mit geringer Entfernung zum Receiver stärker fokussiert und die aufgenommene Leistung sowie die Receiver- und Lufttemperatur steigen an. Aufgrund der geringeren Einstrahlung durch die Wolke kann P_{solar} nicht das identische Niveau wie vor Beginn des Wolkeneinflusses erreichen, durch die Fokussierung wird jedoch ein Teil des Verlustes ausgeglichen. Aus diesem Grund besteht allerdings die Gefahr, dass zu dem Zeitpunkt

t_3 , an dem die Wolke keinen Einfluss mehr hat, die notwendige Defokussierung der Heliostaten nicht abgeschlossen ist. In der Folge ist mit einer Überschreitung der Grenztemperaturen und der Temperaturgradienten zu rechnen.

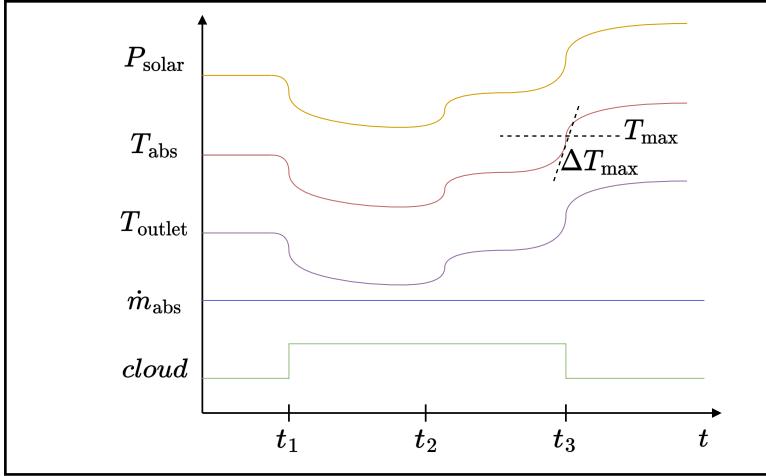


Abbildung 2.19: Darstellung der potentiellen Gefahr einer durchziehenden Wolke

2.5.2 Existierende Algorithmen

Eine Übersicht über verschiedene Algorithmen zur Zielpunktregelung wurde von Oberkirsch in [37] aufgestellt. An dieser Stelle werden beispielhaft einige dieser Regelungen kurz vorgestellt, bevor in Absatz 2.5.3 eine Zielpunktregelung nach García detaillierter erklärt wird.

Maldonado *et al.* [38][39] entwickelte beispielsweise einen iterativen Algorithmus namens *Local Search*. Dieser beginnt bei einer initialen Lösung zur Zielpunktverteilung und untersucht für jede Iteration, ob eine Verschiebung zu diskreten benachbarten Zielpunkten im Hinblick auf die Gesamtleistung des Receivers einen Vorteil bringt. Der jeweilige Heliostat ändert seine Ausrichtung dann so, dass die Leistung maximal gesteigert wird, sofern eine Steigerung möglich ist. Auf diese Weise wird nach und nach über jeden benachbarten Zielpunkt und über alle Heliostaten iteriert.

In einer Arbeit von Cruz *et al.* [40] wird ein Algorithmus zur Zielpunktsteuerung vorgeschlagen, der eine gewünschte Flussdichteverteilung auf dem Receiver erreichen soll. Das Problem wird durch eine zweistufige Optimierung gelöst; die erste Stufe bestimmt mittels eines metaheuristischen Algorithmus die zu optimierenden Heliostaten und die zweite Stufe legt mit einem gradientenbasierten Suchverfahren die Zielpunkte dieser Heliostaten fest. Erfolgreiche Tests dieses Verfahrens werden in der Veröffentlichung jedoch nur mit 50 aktiven Heliostaten beschrieben.

Vant-Hull *et al.* [41][42] hat unter anderem das *Dynamic Aimpoint Processing System (DAPS)* entwickelt; eine Regelung die im Wesentlichen das Überschreiten maximaler Flussdichten verhindern soll. Dazu wird der Teil des Receivers mit der höchsten überschrittenen Flussdichte

gemessen oder simulativ bestimmt und anschließend identifiziert, welcher Heliostat den größten Einfluss auf diesen Cup hat; dieser Heliostat wird anschließend defokussiert. In einem iterativen Prozess wird dieses Verfahren wiederholt, bis die Flussdichte an keinem Cup mehr überschritten wird.

García *et al.* [43] stellte einen Algorithmus vor, der das Problem nicht als MIMO System definiert, also mit allen Heliostaten als Eingangsgrößen und allen Zielpunkten als separat zu berechnende Ausgangsgrößen, sondern als System aus 6 *SISO* (Single Input Single Output) Subsystemen. Dazu werden die Heliostaten je nach Entfernung zum Receiver in drei Gruppen eingeteilt. Für jede Gruppe werden dann zwei Faktoren eingeführt: Ein Faktor, der das *shifting*, also die Verschiebung der Zielpunktmitte jeder Gruppe vom Zentrum her beschreibt und einer, der die *dispersion*, also die Streuung der Heliostaten von dieser Gruppenmitte aus angibt. Auf diese Weise werden sechs Subsysteme gebildet, die von separaten *PID*-Reglern geregelt werden.

2.5.3 Zielpunktstrategie mit Ventil-Analogie nach García

Detailliert wird ein Algorithmus zur Zielpunktverteilung vorgestellt, welcher ebenfalls von García *et al.* [36] veröffentlicht wurde und mit Gruppierung von Heliostaten und *dispersion* (vgl. Kapitel 2.5.2) der Heliostaten arbeitet. Er wird in Kombination mit einer modellprädiktiven Regelung eines zylindrischen Receivers vorgestellt, der eine maximal erlaubte Flussdichte als physikalische Limitierung vorgibt. Der Algorithmus an sich kann jedoch auch in Kombination mit dem Modell eines rechteckigen Receivers und der Temperatur als Limitierung verwendet werden. Für diese Arbeit ist die vorgestellte Regelung nicht relevant, an dieser Stelle wird demnach lediglich die Zielpunktstrategie vorgestellt. Von besonderer Relevanz ist dabei einerseits die Gruppierung der Heliostaten und andererseits das Verhalten der einzelnen Heliostaten innerhalb der Gruppen in Abhängigkeit der von García eingeführten Stellgrößen.

Gruppierung der Heliostaten

Da in [36] ein Rundum-Heliostatenfeld (vgl. Abschnitt 2.1.1) untersucht wird, erfolgt zunächst eine Einteilung der Heliostaten in 18 Gruppen, die auf jeweils eins der 18 rechteckigen Teilstücke des insgesamt zylindrisch aufgebauten Receivers gerichtet werden. Anschließend wird jede dieser Gruppen noch dreifach unterteilt. Einerseits entstehen zwei Gruppen mit einem Radius von < 400 m Entfernung zum Receiver, welche im gleichen Teil des Feldes stehen und eine ähnliche Leistung zum Receiver reflektieren können. Die dritte Gruppe umfasst alle weiteren Heliostaten mit größerem Abstand zum Receiver. [36, S.8-10]

Abbildung 2.20 zeigt diese Einteilung in 18×3 Gruppen von Heliostaten; die Gruppen sind farblich in Rot, Grün und Blau dargestellt.

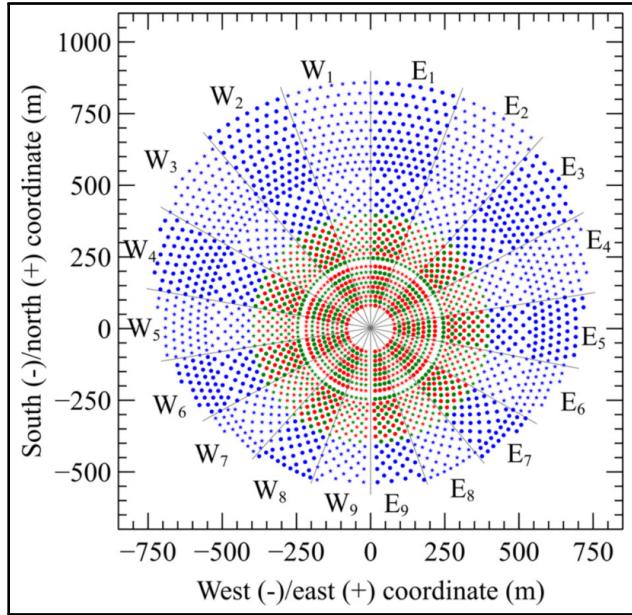


Abbildung 2.20: Einteilung des Heliostatenfeldes des Gemasolar-Kraftwerkes in Sevilla in 54 Gruppen [36, S.10]

Verhalten der Heliostaten innerhalb einer Gruppe

Das von García vorgestellte Verfahren besitzt zwei Parameter pro Gruppe, um das Verhalten der einzelnen Heliostaten innerhalb jeder Gruppe zu beeinflussen. Einerseits den *dispersion factor* κ , der Auskunft über die Streuung der Heliostaten innerhalb der Gruppe gibt und andererseits den Parameter y_{Cent} , der die vertikale Position des „Schwerpunktes“ aller Zielpunkte auf dem Receiver beeinflussen kann [36, S.5]. Die Ventil-Analogie bezieht sich auf den Faktor κ , ein kleiner Wert führt zu einer hohen Flussdichtekonzentration (geöffnetes Ventil) und ein großer Wert zu einer geringeren Konzentration der Flussdichte (geschlossenes Ventil). Aufgrund des geringen Einflusses wird der zweite Faktor nicht weiter betrachtet und zu $y_{Cent} = 0$ gesetzt. Da sowohl nachfolgend als auch in der Arbeit von García $x_{Cent} = 0$ gilt, wird sichergestellt, dass der Schwerpunkt aller Gruppen im Zentrum des Receivers bei $(0, 0)$ liegt. Abbildung 2.21 zeigt den Einfluss der beiden Stellgrößen exemplarisch, wobei erkennbar ist, dass der Faktor $\kappa_1 > \kappa_2$ sein muss, da die Entfernung der Zielpunkte untereinander größer ist.

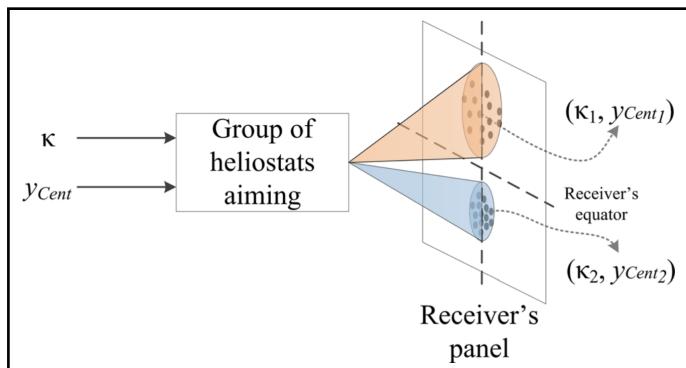


Abbildung 2.21: Veranschaulichung der Stellgrößen des gewählten Algorithmus [36, S.7]

Die Zielpunkte der Gruppe erfüllen zwei Kriterien, wenn sich durch die Stellgrößen κ und y_{Cent} ein Gleichgewichtszustand eingestellt hat:

1. Jeder einzelne Punkt wird so nah wie möglich am festgelegten Schwerpunkt der Gruppe sein und dabei einen individuellen Minimalabstand zum nächsten Zielpunkt r , welcher von κ abhängt, nicht unterschreiten.
2. Ihr Gruppenschwerpunkt wird mit dem durch $(x_{\text{Cent}}, y_{\text{Cent}})$ vorgegebenen Punkt, hier also $(0, 0)$, übereinstimmen.

Kriterium 1:

Ein statischer Parameter a wird verwendet, um die Heliostaten einer Gruppe zu organisieren. Dieser Parameter weist jedem Heliostaten individuell einen Wert α zu, welcher sich aus der Anzahl der Heliostaten n und a ergibt (siehe Gleichung 2.54 und 2.55).

$$\alpha \in [-a, -a + \Delta\alpha, -a + 2\Delta\alpha, \dots, a] \quad (2.54)$$

$$\text{Mit: } \Delta\alpha = \frac{2a}{n-1}, \quad \forall \{n \in \mathbb{N}, n > 1\} \quad (2.55)$$

Daraus kann für jeden Heliostaten der Radius r berechnet werden, der den Mindestabstand zu benachbarten Zielpunkten vorgibt und damit das zentrale Element der Zielpunktstrategie ist. Er ergibt sich gemäß 2.56, wobei κ wie beschrieben die Stellgröße des Reglers zur Zielpunktstreuung darstellt und β ein Skalierungsfaktor ist.

$$r = \frac{\kappa}{1 + |\frac{\alpha}{\kappa}|^{2\kappa}} \cdot \beta \quad (2.56)$$

Abbildung 2.22 zeigt die sich ergebenden Radien je nach individuellem α -Wert exemplarisch für $\kappa = 2$ bzw. $\kappa = 5$. Es ist erkennbar, dass die Wahl hoher Werte für a kleine Abstände zwischen den Zielpunkten zur Folge haben wird.

Auf den durch κ festgelegten Mindestabständen aufbauend, ergeben sich, sofern noch kein Gleichgewichtszustand erreicht ist, Bewegungen der Heliostaten und Zielpunkte. Die Distanz, die zwischen zwei Zielpunkten zurückgelegt werden muss, ist mit ΔD benannt und setzt sich aus Δx und Δy zusammen. Diese bezeichnen Strecken in beiden Dimensionen, die auf dem Receiver zwischen zwei Zielpunkten zurückgelegt werden müssen. In Abbildung 2.23 ist für eine Gruppe aus fünf Heliostaten dargestellt, welche Zielpunktabstände dabei alle relevant sind. Exemplarisch ist die notwendige Evaluation der Radien r_1 und r_2 sowie der zugehörigen Distanz d_{1-2} dargestellt.

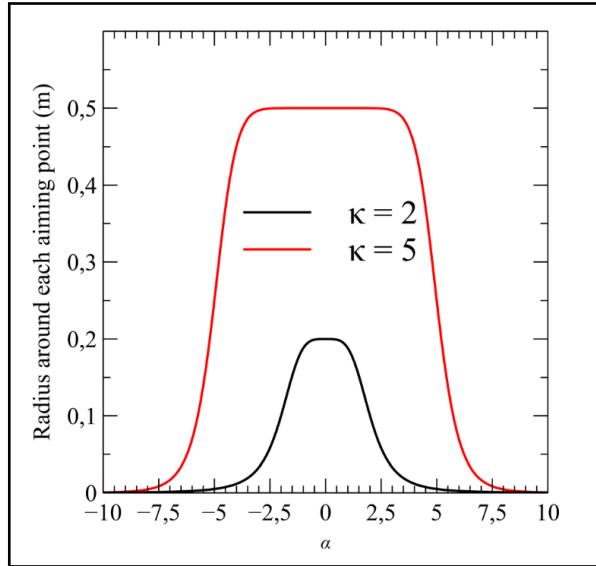


Abbildung 2.22: Minimalabstände der Zielpunkte je α -Wert [36, S.9]

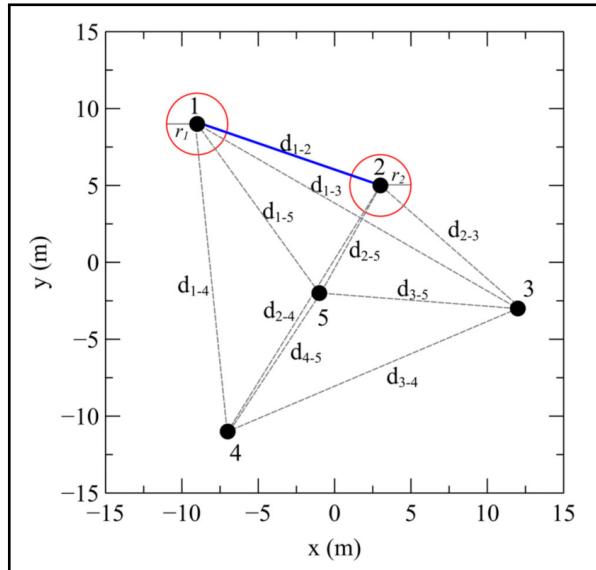


Abbildung 2.23: Visualisierung der relevanten Distanzen zwischen Zielpunkten für eine Gruppe aus fünf Heliostaten nach García [36, S.7]

Um sicherzustellen, dass der Abstand eines jeden Zielpunktes zu allen anderen Zielpunkten der Gruppe eingehalten wird, wiederholen sich diese Berechnungsvorschriften für jedes mögliche Pärchen aus Heliostaten [36, S.9]. Anschließend wird der Durchschnitt der berechneten Distanzen eines Zielpunktes relativ zu den anderen Heliostaten ($\overline{\Delta x_{TP_n}}$) und ($\overline{\Delta y_{TP_n}}$) errechnet [36, S.10].

Kriterium 2:

Wie erläutert, kommt es nun also zu erforderlichen Bewegungen der Zielpunkte auf dem Receiver. Diese Bewegungen müssen nun so reguliert werden, dass der Schwerpunkt der Heliostatengruppe weiterhin mit dem vorgegebenen Gruppenmittelpunkt übereinstimmt. Dazu wird $\Delta D_{\text{Centroid}}$ bestimmt, ein Wert, der angibt, wie weit sich das Gruppenschwerpunkt $(x_{\text{ActualCentroid}}, y_{\text{ActualCentroid}})$ vom geforderten Punkt $(x_{\text{Cent}}, y_{\text{Cent}})$ unterscheidet. Er berechnet sich nach Gleichung 2.57, wobei k_2 eine Konstante zur Berücksichtigung der zulässigen Stellgeschwindigkeiten der Heliostaten darstellt. [36, S.10]

$$\Delta D_{\text{Centroid}} = k_2 \cdot \sqrt{(x_{\text{Cent}} - x_{\text{ActualCentroid}})^2 + (y_{\text{Cent}} - y_{\text{ActualCentroid}})^2} \quad (2.57)$$

Darauf aufbauend ergeben sich mathematisch erneut die erforderlichen Verschiebungen der Gruppe ΔX_{Group} und ΔY_{Group} [36, S.10]. Zuletzt können die tatsächlichen Koordinaten eines jeden Zielpunktes im nächsten Zeitschritt durch Verschiebung der vorigen Koordinaten um $\overline{\Delta x, y_{\text{TP}_n}}$ und $\overline{\Delta X, Y_{\text{Group}}}$ nach Gleichung 2.58 bestimmt werden. Die vollständige Darstellung des hier vorgestellten Algorithmus nach García *et al.* [36] zeigt Abbildung 2.24.

$$\begin{aligned} x_{\text{TP}_n} &= x_{\text{TP}_n}^{\text{Previous}} + \overline{\Delta x_{\text{TP}_n}} + \overline{\Delta X_{\text{Group}}} \\ y_{\text{TP}_n} &= y_{\text{TP}_n}^{\text{Previous}} + \overline{\Delta y_{\text{TP}_n}} + \overline{\Delta Y_{\text{Group}}} \end{aligned} \quad (2.58)$$

Eine beispielhafte Zielpunktverteilung für einen zunehmenden Faktor κ und einem Gruppenzentrum in der Mitte des Receivers ist in Abbildung 2.25 erkennbar. Es wird deutlich, dass das Gruppenzentrum nach wie vor in der Mitte liegt und die Abstände zwischen den Zielpunkten dennoch sichtbar zunehmen. Aufgrund des individuellen Parameters α sind die erforderlichen Mindestabstände jedoch nicht für alle Zielpunkte gleich groß.

Zusammenfassung

Letztlich handelt es sich bei dem vorgestellten Algorithmus von García um eine Strategie, um viele Heliostaten mit einer geringen Anzahl an Stellgrößen auf individuellen Bahnen zu bewegen. Dafür werden pro Gruppe lediglich zwei Stellgrößen eingeführt, von der für rechteckige Receiver nur eine, der *dispersion factor* κ , weiter betrachtet wird. Dieser streut die Zielpunkte so, dass die Konzentration der Flussdichte wie durch ein Ventil geregelt wird. Ein wesentlicher Vorteil des gewählten Algorithmus ist die enorme Reduzierung der Stellgrößen; statt die vorhandenen 2153 Heliostaten am Standort Jülich einzeln positionieren zu müssen, geschieht dies durch lediglich drei Stellgrößen. Außerdem stehen als Endergebnis der Berechnung die einzelnen Zielpunkte der Heliostaten zur Verfügung. Dies sorgt für eine gute Kompatibilität in der Modellbildung des gesamten Systems, wie es in Kapitel 3 erläutert wird.

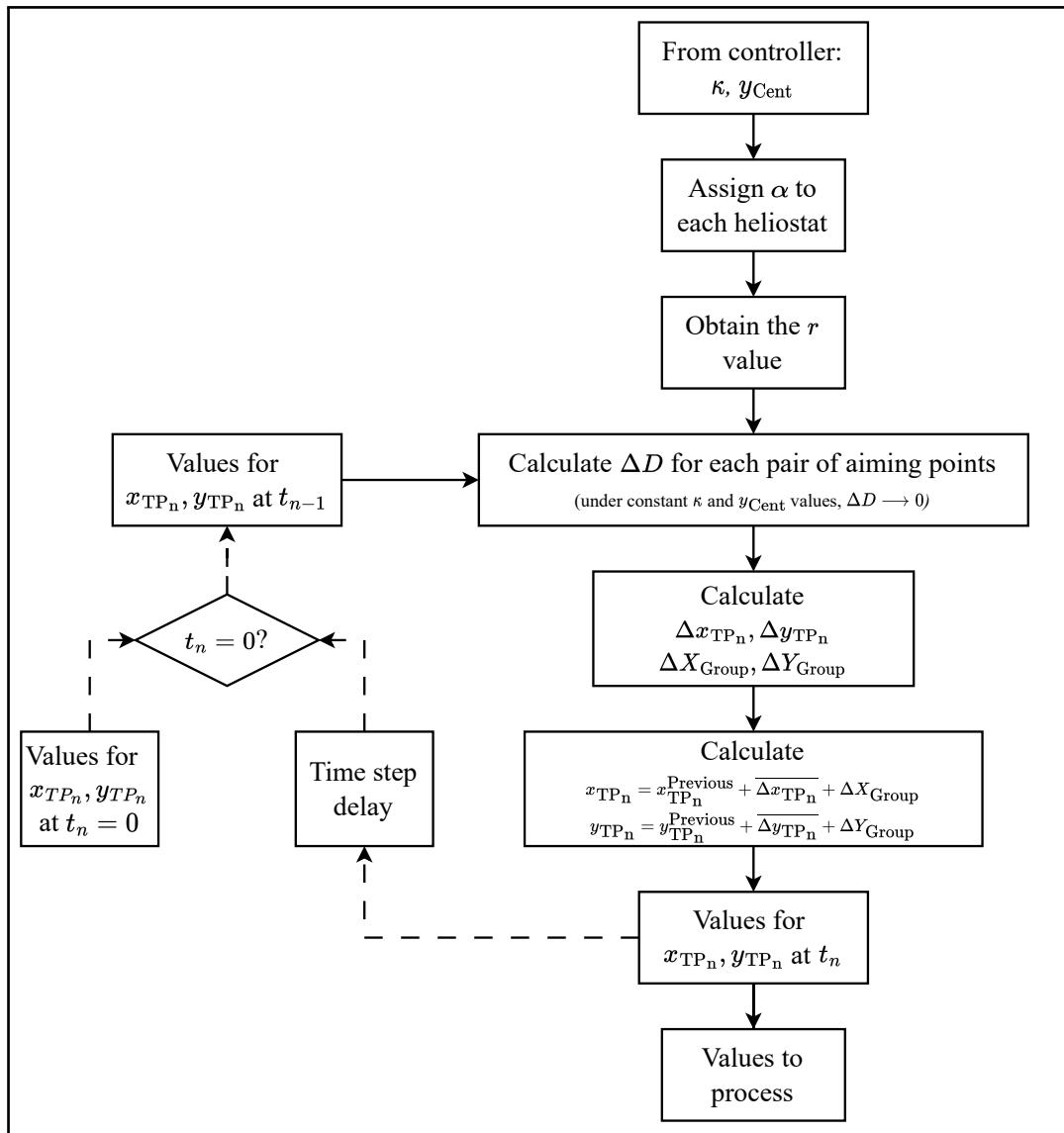


Abbildung 2.24: Übersicht der vollständigen Zielpunktstrategie nach García [36, S.10]

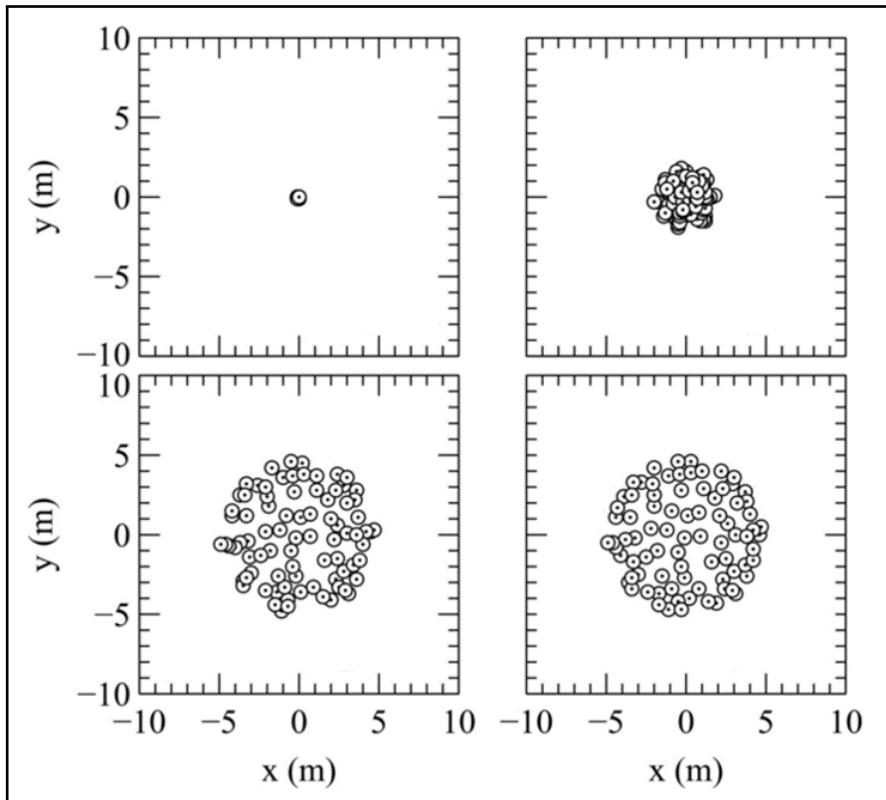


Abbildung 2.25: Beispielhafte Zielpunktverteilungen für einen zunehmenden κ Wert (nach [36, S.11])

2.6 Relevante Software

Die Modellbildung und die Simulationen in den nachfolgenden Kapiteln werden mithilfe der Programmiersprache *Python* umgesetzt. Dabei handelt es sich Stand März 2023 um die populärste Programmiersprache weltweit [44]. Nicht zuletzt aufgrund der Echtzeitfähigkeit und einfachen Syntax [45, S.9] hat sie sich besonders im Bereich des *machine learning* als Stand der Technik etabliert. Darüber hinaus zeichnet sich Python durch ihre große Anzahl an professionellen Frameworks und Bibliotheken aus, welche es Entwicklern ermöglichen, auch komplexe Probleme mit geringem Aufwand zu lösen [45, S.3]. Zwei Beispiele für solche Frameworks, die auch in dieser Arbeit Verwendung finden, sind „CasADi“ und „do-mpc“.

CasADi ist eine Open-Source Bibliothek für MATLAB/Octave, C++ und Python. Sie dient der gradientenbasierten numerischen Optimierung mit einem besonderen Fokus auf der Regelungstechnik. Durch CasADi soll besonders die symbolische Formulierung von gewöhnlichen Differentialgleichungen (ODEs) und differential-algebraischen Gleichungen (DAEs) erleichtert und damit die Formulierung und Lösung nicht-linearer Programme und Regelungsprobleme ermöglicht werden. [46]

Do-mpc ist ebenfalls eine Open-Source Bibliothek. Sie basiert auf CasADi und ermöglicht die einfache Integration modellprädiktiver Regelungen und Zustandsvorhersagen mittels *moving horizon estimation* (MHE). Ihre Module vereinen Simulations-, Vorhersage- und Regelungskomponenten aus diesem Bereich [47].

3 Modellbildung

Die Modellbildung hat das Ziel, das dynamische Verhalten des Heliostatenfeldes und des Receivers am Solarturm in Jülich zu beschreiben. Zu diesem Zweck wird das in Kapitel 2.4 vorgestellte Modell eines Absorbercups um den Einfluss des Gebläses im Receiver auf ein thermisches Teilmodell erweitert. Weiterhin wird ein optisches Teilmodell zur Beschreibung der solaren Einstrahlung, der Heliostaten und deren Brennflecken auf dem Receiver eingeführt. Abschließend wird die Modellbildung durch die Kopplung der beiden Teilsysteme vervollständigt.

3.1 Thermisches Teilmodell

Zur Regelung des Massenstroms im Receiver müssen die Gebläse und Ventile im Luftkreislauf angesteuert werden. Gemäß [5, S.10ff] existieren zwei Gebläse/Ventil-Kombinationen, die für den Luftstrom im Solarturm verantwortlich sind. Durch diese kann der Anteil der Luft verändert werden, der durch den Receiver, den Wärmespeicher oder den Dampfkraftprozess strömt. In einer integrierten zweistufigen Regelung werden abhängig von einem Einstellwert Ventilstellung und Gebläsedrehzahl angepasst, um einen gewünschten Luftmassenstrom zu erreichen. Im Rahmen dieser Arbeit wird lediglich die Gebläse/Ventil-Kombination geregelt, die den Massenstrom im Receiver einstellt, da die weitere Verwendung der Luft zur Stromerzeugung oder Speicherung nicht betrachtet wird.

3.1.1 Analyse der Lüftungsdynamik

Durch die Wechselwirkung von Ventil und Gebläse entsteht bei einem Sprung des Einstellwertes eine gedämpft schwingende Anpassung des Luftstroms. Dieses Verhalten zeigt die in Abbildung 3.1 dargestellte Messung am Solarturm vom 07.08.2022. Auf der rechten Achse ist der Einstellwert der Gebläse/Ventil-Kombination in Normkubikmetern pro Stunde erkennbar, während links der zugehörige Massenstrom in Kilogramm pro Sekunde aufgetragen ist. Es ist zu erwähnen, dass die Änderung des Luftmassenstroms um 12:20 Uhr Störungen unterlag.

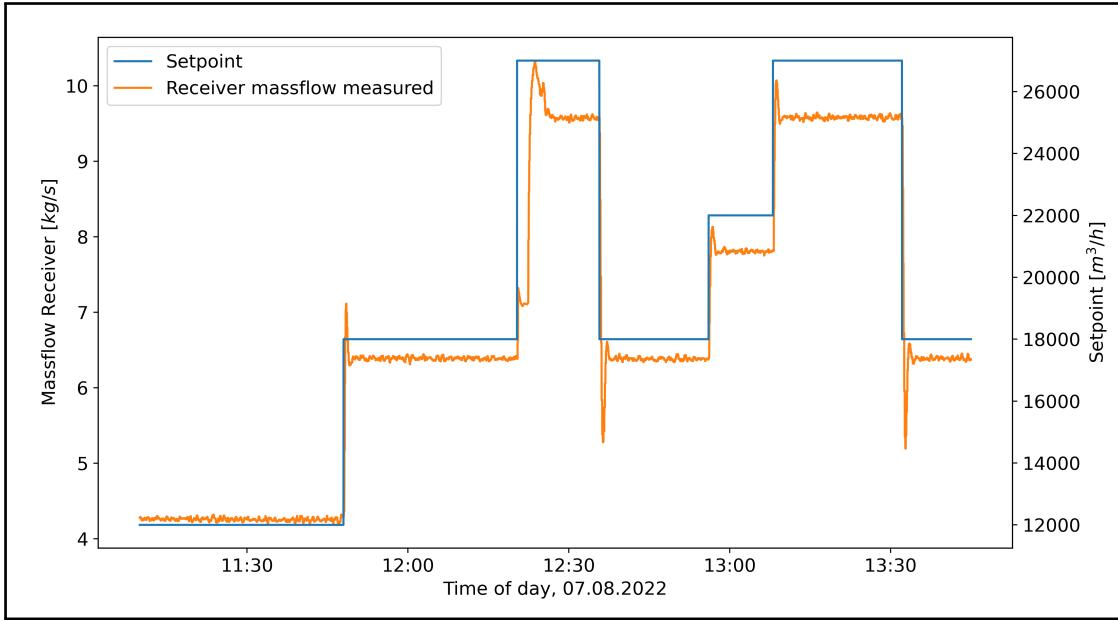


Abbildung 3.1: Luftstrommessung für unterschiedliche Einstellwerte am Solarturm Jülich (07.08.2022)

Um die Veränderung des Luftmassenstroms bei Einstellwertänderungen simulativ annähern zu können, wird dieser durch ein PT2-Verhalten modelliert. Ein solches Verhalten zeigt Abbildung 3.2. Die zugehörige Differentialgleichung beschreibt die Änderung der Ausgangsgröße y und deren Ableitungen bei Änderung der Eingangsgröße u . Gleichung 3.1 definiert die allgemeine Differentialgleichung eines PT2-Gliedes in Abhängigkeit von der Zeit t [24, S.200][48, S.60].

$$K_p u(t) = T^2 \ddot{y}(t) + 2DT\dot{y}(t) + y(t) \quad (3.1)$$

Zur Beschreibung des PT2-Verhaltens der Lüftungsdynamik werden die drei unbekannten Größen aus Gleichung 3.1 ermittelt. Dies sind die Zeitkonstante T zur Beschreibung der Geschwindigkeit der Veränderung, die Dämpfungskonstante D , die das Einschwingverhalten beschreibt, und der Proportionalitätsfaktor K_p . Anhand Abbildung 3.2 werden die Messgrößen einer Einheitssprungantwort $h(t)$ identifiziert, die zur Bestimmung dieser Größen benötigt werden.

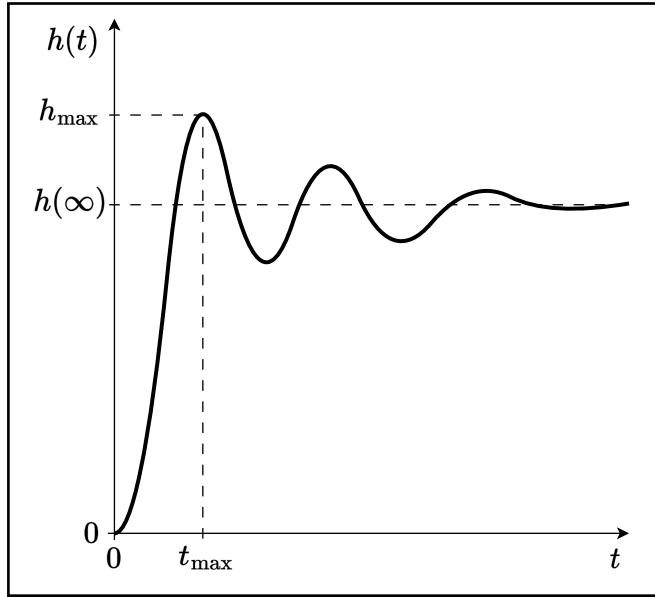


Abbildung 3.2: Exemplarische Einheitssprungantwort eines PT2-Gliedes (nach [48, S.60])

Der Proportionalitätsfaktor K_p ergibt sich unter Betrachtung des stationären Verhaltens $h(t \rightarrow \infty)$ gemäß Gleichung 3.2:

$$K_p = \frac{h(t \rightarrow \infty) - h(t = 0)}{\Delta u} \quad (3.2)$$

s Für schwingfähige Systeme lässt sich der Dämpfungsfaktor D aus der relativen Überschwingweite os der Sprungantwort ermitteln. Es gilt:

$$D = \frac{\ln\left(\frac{1}{os}\right)}{\sqrt{\pi^2 + \left(\ln\left[\frac{1}{os}\right]\right)^2}}, \quad (3.3)$$

mit

$$os = \frac{h_{\max} - h(t \rightarrow \infty)}{h(t \rightarrow \infty)}. \quad (3.4)$$

Die Zeitkonstante eines PT2-Gliedes wird durch Berücksichtigung des Zeitpunktes t_{\max} bestimmt, zu dem das maximale Überschwingen h_{\max} auftritt (vgl. Abbildung 3.2). Sie berechnet sich wie folgt:

$$T = \frac{t_{\max} \cdot \sqrt{1 - D^2}}{\pi} \quad (3.5)$$

3.1.2 Modellierung der Lüftungsdynamik

Unter Betrachtung der störungsfreien Einstellwertänderungen aus Abbildung 3.1 werden die konkreten Parameter der Lüftungsdynamik bestimmt. Dazu werden die drei Parameter K_p , D und T für jeden in Abbildung 3.1 erkennbaren Betriebspunktwechsel separat errechnet und anschließend gemittelt. Es ergeben sich $K_p = 3,55 \cdot 10^{-4} \text{ kg h s}^{-1} \text{ m}^{-3}$, $T = 11,60 \text{ s}$ und $D = 0,35$. Die Genauigkeit dieser Berechnungen zeigt nachfolgend Abbildung 3.3, in der erkennbar ist, dass das simulierte Verhalten des Massenstroms mit den Messwerten übereinstimmt. Die Wurzel des mittleren quadratischen Fehlers (der $RMSE$) liegt über den Simulationszeitraum unter Ausschluss der invaliden Daten zwischen 12:20 Uhr und 12:40 Uhr bei $0,043 \text{ kg s}^{-1}$.

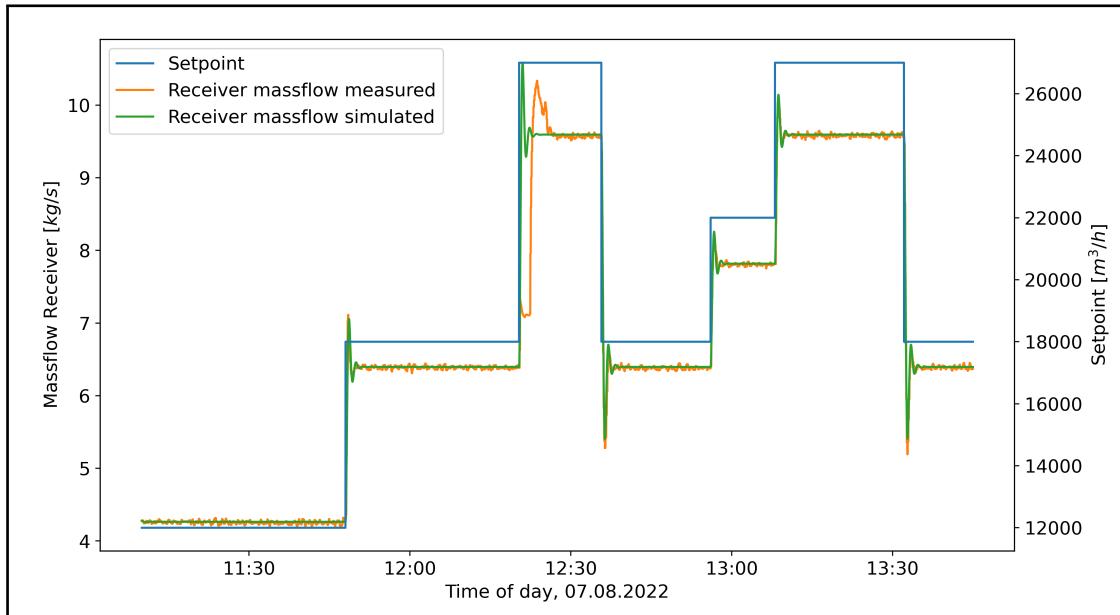


Abbildung 3.3: Vergleich der simulierten Massenströme mit den Messwerten vom 07.08.2022

Die Annäherung des Luftmassenstroms durch dieses PT2 Verhalten ist nur im Rahmen des zulässigen Betriebsbereiches des Solarturms für den Massenstrom valide. Er ergibt sich gemäß dem Betriebshandbuch des Herstellers zu $2,93 \text{ kg s}^{-1}$ bis $11,7 \text{ kg s}^{-1}$ [49, S.28]. Daraus folgt der für den Einstellwert zulässige Bereich von $8254 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$ bis $32\,957 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$.

Konkret ergibt sich Gleichung 3.1 mit der Ausgangsgröße y als Luftmassenstrom \dot{m}_{rec} zu der in Gleichung 3.6 dargestellten Differentialgleichung zweiter Ordnung. Dabei steht $u_{\text{setpoint}}(t)$ für den zeitlich veränderlichen Einstellwert.

$$K_p u_{\text{setpoint}}(t) = T^2 \frac{d^2 \dot{m}_{\text{rec}}}{dt^2} + 2DT \frac{d\dot{m}_{\text{rec}}}{dt} + \dot{m}_{\text{rec}} \quad (3.6)$$

Aufgrund des geringeren Berechnungsaufwandes bei der numerischen Lösung von Differentialgleichungen erster Ordnung im Vergleich zu solchen mit höherer Ord-

nung [50, S.138-139][51, S.241ff], wird Gleichung 3.6 in zwei Differentialgleichungen erster Ordnung umgeschrieben. Dazu werden zwei Zustände eingeführt: einer für den Massenstrom \dot{m}_{rec} und einer für dessen zeitliche Änderung \ddot{m}_{rec} .

$$\begin{aligned} x_1 &= \dot{m}_{\text{rec}} \\ x_2 &= \ddot{m}_{\text{rec}} \end{aligned} \tag{3.7}$$

Die Differentialgleichungen ergeben sich zu:

$$\begin{aligned} \dot{x}_1 &= x_2 \\ T^2 \dot{x}_2 &= K_p u_{\text{setpoint}}(t) - 2DTx_2 - x_1 \end{aligned} \tag{3.8}$$

Das vollständige thermische Teilmodell ergibt sich durch die Modellierung der Absorbercups nach Kapitel 2.4, wobei die ursprüngliche Betrachtung des Massenstroms als Eingangsgröße (vgl. Absatz 2.4.2) verändert wird. Durch Einführung des Massenstroms und dessen Ableitung als Systemzustände ist der dimensionslose Einstellfaktor u_{setpoint} neben der Flussdichte F (vgl. Gleichung 2.29) die einzige Eingangsgröße des thermischen Modells.

3.2 Optisches Teilmodell

Das optische Teilmodell hat das Ziel, die Flussdichteverteilung auf dem Receiver in Jülich anhand der Zielpunkte auf dem Receiver und der solaren Einstrahlung auf das Heliostatenfeld und unter Berücksichtigung von Wolkendurchzug abzubilden. Nachfolgend werden zwei leicht unterschiedliche optische Modelle vorgestellt: Eines dient Simulationszwecken und verwendet vorkalkulierte Einstrahlungskarten, während das andere Modell für Optimierungs-zwecke entwickelt wird und den Berechnungsaufwand durch Approximationen dieser Karten reduziert.

Zunächst wird einer der in Kapitel 2.5.2 und 2.5.3 vorgestellten Zielpunktalgorithmen ausgewählt. Anschließend wird dieser Algorithmus den konkreten Anforderungen zur Nutzung in dieser Arbeit angepasst. Darauf aufbauend wird vorgestellt, wie sich durch Kombination der Zielpunkte auf dem Receiver mit der solaren Einstrahlung auf dem Heliostatenfeld die Flussdichteverteilung auf dem Receiver ergibt. Abschließend werden die Unterschiede zwischen den beiden optischen Teilmodellen hervorgehoben.

3.2.1 Auswahl der Zielpunktstrategie

Aufgrund des Sachkontextes ergeben sich folgende Anforderungen an die zu wählende Zielpunktstrategie:

- Die absorbierte Leistung soll reduziert und erhöht werden können.

- Die Anzahl der Eingangsgrößen soll möglichst niedrig sein.
- Der Berechnungsaufwand soll so gering wie möglich sein.

Der in Kapitel 2.5.2 vorgestellte DAPS-Algorithmus [41][42] ist lediglich zur Beschränkung der maximalen Flussdichte auf dem Receiver geeignet. Daher wird immer der Heliostat mit dem größten Einfluss auf den heißesten Cup manipuliert, welcher nicht zwangsläufig der ideale Heliostat in Bezug auf den Leistungserhalt auf dem Receiver darstellt. Bei Defokussierung ist dieser Algorithmus nicht zur erneuten Optimierung der absorbierten Leistung gedacht [37, S.35].

Der Local-Search [38][39] sowie der von Cruz *et al.* [40] vorgestellte Algorithmus basieren nicht auf der Gruppierung von Heliostaten, sodass diese einzeln zu regeln sind. Daher benutzen diese Algorithmen eine große Anzahl an Eingangsgrößen um alle Heliostaten beeinflussen zu können, sodass ein hoher Rechenaufwand zu erwarten ist. Die Gruppierung der Heliostaten mit Einteilung des Systems in SISO-Subsysteme, wie von García in [43] beschrieben, ist für stark gekoppelte Sub-Systeme mit großen Abhängigkeiten nicht sinnvoll [3, S.33].

Gewählt wird der Algorithmus mit Ventil-Analogie von García [36], welcher in Kapitel 2.5.3 vorgestellt wurde. Aufgrund der starken Reduzierung der Stellgrößen ist mit einem vergleichsweise geringen Aufwand in der Optimierung zu rechnen. Der Algorithmus bietet mit den Zielpunkten als Ausgangsgröße eine gute Kompatibilität mit der darauf aufbauenden Modellierung.

3.2.2 Modifikation der gewählten Zielpunktstrategie

Aufgrund der Betrachtung des Jülicher Nord-Heliostatenfeldes mit einem rechteckigen Receiver entfällt die von García vorgestellte Gruppierung der Heliostaten abhängig davon, in welcher Himmelsrichtung sie sich vom Solarturm aus befinden. Somit wird lediglich eine Einteilung der Heliostaten bezüglich des Abstandes zum Receiver in drei Gruppen vorgenommen. García teilt die Heliostaten dabei so ein, dass zwei Gruppen mit einem Radius von $< 400\text{ m}$ Abstand zum Receiver entstehen, die im gleichen Teil des Feldes stehen. Eine weitere Gruppe umfasst die restlichen Heliostaten. Im Rahmen dieser Arbeit wird aufgrund der geringeren Größe des Feldes die folgende Einteilung vorgenommen:

- Gruppe 1: Alle Heliostaten mit einem Abstand von $< 110,3\text{ m}$ zum Receiver.
- Gruppe 2: Alle Heliostaten mit einem Abstand von $110,3\text{ m}$ bis $220,7\text{ m}$.
- Gruppe 3: Alle Heliostaten mit einem Abstand von $> 220,7\text{ m}$.

Die Heliostaten aufgrund des Abstandes zum Receiver zu gruppieren hat den Vorteil, dass die Brennflecke der Heliostaten einer Gruppe eine ähnliche Größe haben. Wie in Kapitel 2.5.1 beschrieben, sind die Heliostaten mit kleineren Brennflecken aufgrund der geringeren Streuungsverluste besser zur Defokussierung geeignet und werden daher zu einer Gruppe zusammengefasst.

Wie in Kapitel 2.2 erläutert, beträgt die feinste Auflösung der vom DLR verwendeten Nowcasting-Systeme $20\text{ m} \times 20\text{ m}$. Um diese Auflösung nutzen zu können und dennoch den Berechnungsaufwand so gering wie möglich zu halten, werden alle Heliostaten in diesem Bereich gemeinsam betrachtet, da für den gesamten Bereich dieselbe Einstrahlungsleistung prognostiziert wird. Aus diesem Grund werden alle Heliostaten in einem Bereich von $20\text{ m} \times 20\text{ m}$ durch einen repräsentativen Heliostaten modelliert, der die identische Leistung reflektiert, wie alle Heliostaten des Bereiches zusammen. Insgesamt ergibt sich die Gruppeneinteilung der Jülicher Heliostaten für die Modellbildung gemäß Abbildung 3.4.

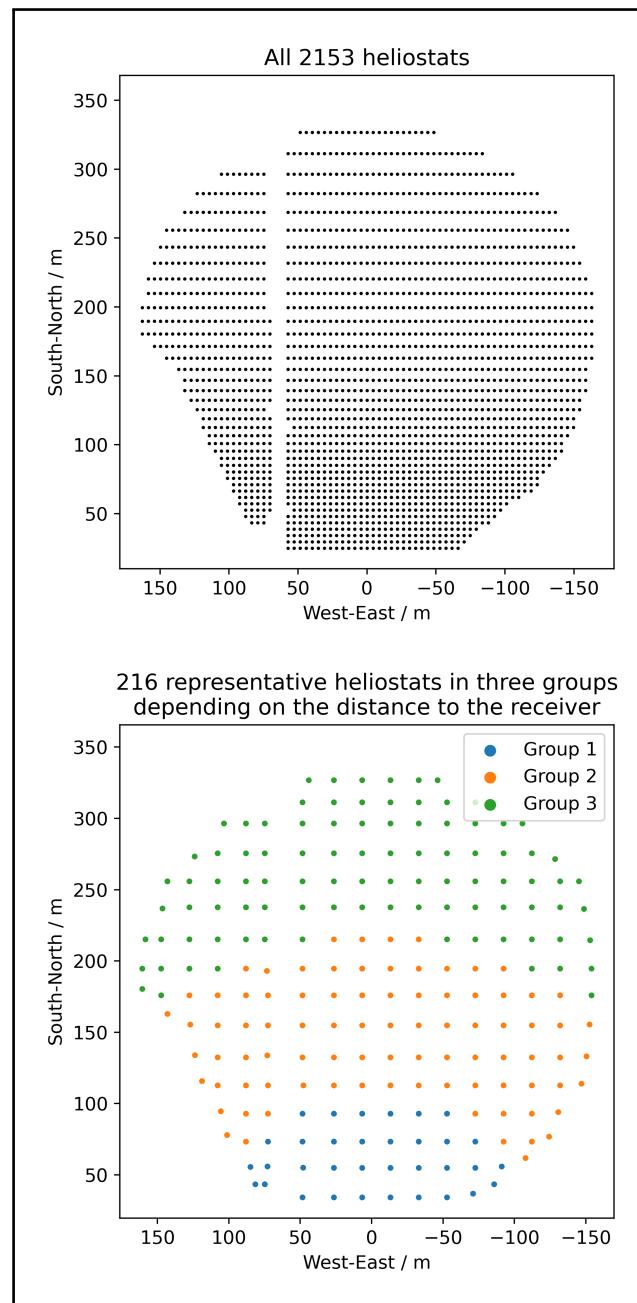


Abbildung 3.4: Gruppierung der Heliostaten am Standort Jülich. Oben ist das vollständige Heliostatenfeld zu sehen, unten die repräsentativen Heliostaten eines $20\text{ m} \times 20\text{ m}$ Bereiches inklusive Einteilung in drei Gruppen nach Receiverabstand.

3. Modellbildung

In dieser Arbeit wird aufgrund des geringen Einflusses auf die Betrachtung der Eingangsgröße y_{Cent} verzichtet, sodass lediglich ein *dispersion factor* κ als Stellgröße jeder der drei Gruppen betrachtet wird. Gemäß Kapitel 2.5.3 berechnet sich in Abhängigkeit dieses Faktors ein individueller Zielpunkt jedes Heliostaten auf dem Receiver.

In [36] wird neben dem finalen Zielpunkt der Heliostaten auch die maximal erlaubte Geschwindigkeit der Nachführung beachtet, sodass jede Zielpunktposition neben dem Streufaktor auch von der jeweils vorigen Positionierung des Heliostaten abhängig ist. Nachfolgend wird diese Dynamik vernachlässigt. Es wird stattdessen angenommen, dass die Heliostaten sich innerhalb der Abtastzeit zu einem statischen Zustand unabhängig von der vorigen Position des Zielpunktes bewegen können. Dies ist in der Parametrisierung des Reglers zu berücksichtigen (vgl. Kapitel 4.2.2).

Durch diese quasistatische Betrachtung des optischen Modells ergibt sich die Möglichkeit, die Heliostatenpositionen in Abhängigkeit des Streufaktors linear zu approximieren. Auf diese Weise entsteht eine differenzierbare Funktion zur Beschreibung der Zielpunktpositionen. Weiterhin wird so die komplexe Berechnungsvorschrift nach García (vgl. Abbildung 2.24) während der Optimierung vermieden.

Die Güte dieser Approximation zeigt Abbildung 3.5 für die exemplarischen Faktoren $\kappa_1 = 12$, $\kappa_2 = 40$ und $\kappa_3 = 3$, welche so gewählt sind, dass die drei Heliostatengruppen und deren Zielpunktverteilung ersichtlich wird. Links sind die Zielpunkte der 216 repräsentativen Heliostaten nach García zu sehen, während mittig die approximierten Zielpunkte dargestellt sind. Auf der rechten Seite ist für jeden Zielpunkt der Unterschied zwischen diesen Berechnungen zu erkennen, also wie stark jeder approximierte Zielpunkt von seiner durch die ausführliche Berechnungsvorschrift ermittelten Position abweicht. Die Wurzel des mittleren Quadrates der Abweichung liegt bei 14 cm. Dies ist für die qualitative Betrachtung der Zielpunkte ausreichend, da durch die Brennflecke der Heliostaten nicht nur einzelne Absorbercups erhitzt werden; die Einstrahlungsleistung verteilt sich stattdessen auf den umliegenden Receiverbereich.

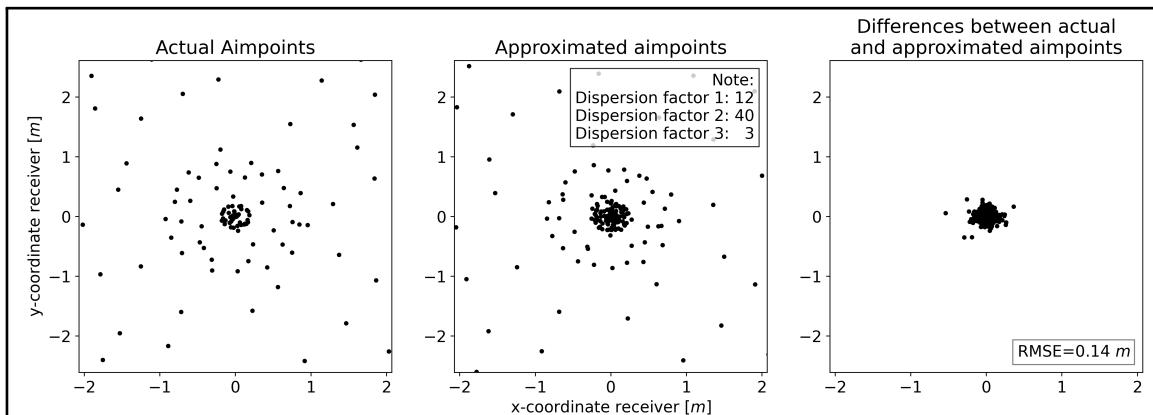


Abbildung 3.5: Darstellung der Zielpunktverteilung auf dem Receiver für exemplarische Streufaktoren nach García (Links) und gemäß der Approximation (Mitte), sowie Visualisierung der Unterschiede dieser beiden Berechnungen (Rechts).

3.2.3 Bestimmung der Flussdichte auf Basis der Zielpunkte

Um auf der Grundlage der Zielpunkte die Flussdichteverteilung auf dem Receiver errechnen zu können, wird von jedem repräsentativen Heliostaten ein Brennfleck ermittelt, den dieser auf dem Receiver erzeugt. Zur Berechnung dieses Brennfleckes werden vorberechnete Strahlungskarten aus dem in [2, S.53ff] vorgestellten Programm **STRAL** (**Solar Tower Raytracing Laboratory**) verwendet. Dabei handelt es sich um ein Strahlverfolgungsprogramm, welches Sonnenstrahlen auf dem Weg von der Sonne zum Receiver simuliert.

Das Programm nutzt zur Simulation das reale Heliostatenfeld am Standort Jülich. Auf Basis des Sonnenstandes, der Zielpunktverteilung und der direkt damit einhergehenden Heliostatenpositionen wird für jeden Heliostaten der Verlauf eintreffender Sonnenstrahlen berechnet. Optische Verluste (vgl. Kapitel 2.1.3), die sich geometrische bedingt ergeben werden durch die Strahlungsverfolgung bei der Berechnung des Brennfleckes berücksichtigt. Dazu zählt der Kosinus-Verlust, die Blockierung/Abschattung und die Streuung.

Zusätzlich können in der Berechnung auch optische Verluste in Folge von Heliostateneigenschaften berücksichtigt werden. Die Reflexionsverluste werden mit 8 % angenommen, der Spiegelfehler mit 2 mrad und der Nachführfehler mit 1 mrad. Auch die atmosphärische Abschwächung wird in Abhängigkeit der Entfernung zwischen Receiver und Heliostaten berücksichtigt. Für eine normierte solare Einstrahlungsleistung von 1 W m^{-2} wird mittels STRAL für jeden der 2153 Heliostaten die Flussdichteverteilung auf dem Receiver ermittelt. Dafür wird als Zielpunkt zunächst die Mitte des Receivers angenommen, während die Sonnenposition vom 21.06.2022 um 13 Uhr übernommen wird ($17,72^\circ$ in der Azimuth und $61,65^\circ$ in der Elevationsebene). Eine Übersicht über die in STRAL berücksichtigten optischen Fehler zeigt Tabelle 3.1.

Tabelle 3.1: Übersicht über die quantitative Berücksichtigung der optischen Verluste in der Flussdichteberechnung mit STRAL

Optischer Verlust	Intensität
Kosinus-Verluste	In Abhängigkeit der jeweiligen Heliostatenposition
Blockierung/Abschattung	In Abhängigkeit der jeweiligen Heliostatenposition
Streuung	In Abhängigkeit der jeweiligen Heliostatenposition
Reflexivität der Spiegel	8 %
Spiegelfehler	2 mrad
Nachführfehler	1 mrad
Atmosphärische Abschwächung	In Abhängigkeit der jeweiligen Heliostatenposition

Durch Überlagerung aller Flussdichteverteilungen von Heliostaten aus einem $20 \text{ m} \times 20 \text{ m}$ Bereich entstehen die Brennflecke der repräsentativen Heliostaten dieses Bereiches. Wie in Kapitel 2.2 erläutert, ist das Ziel des Nowcastings die Prädiktion der direkten Einstrahlung in dieser Genauigkeit (vgl. Abbildung 2.9). Der entsprechende DNI-Wert jedes Bereiches

wird anschließend mit der normierten Flussdichteverteilung der repräsentativen Heliostaten multipliziert. Für einen wolkenfreien Himmel wird eine direkte Einstrahlung von 850 W m^{-2} angenommen. Abbildung 3.6 zeigt exemplarisch die Flussdichteverteilung des repräsentativen Heliostaten mit dem geringsten Receiverabstand für wolkenlose Bedingungen.

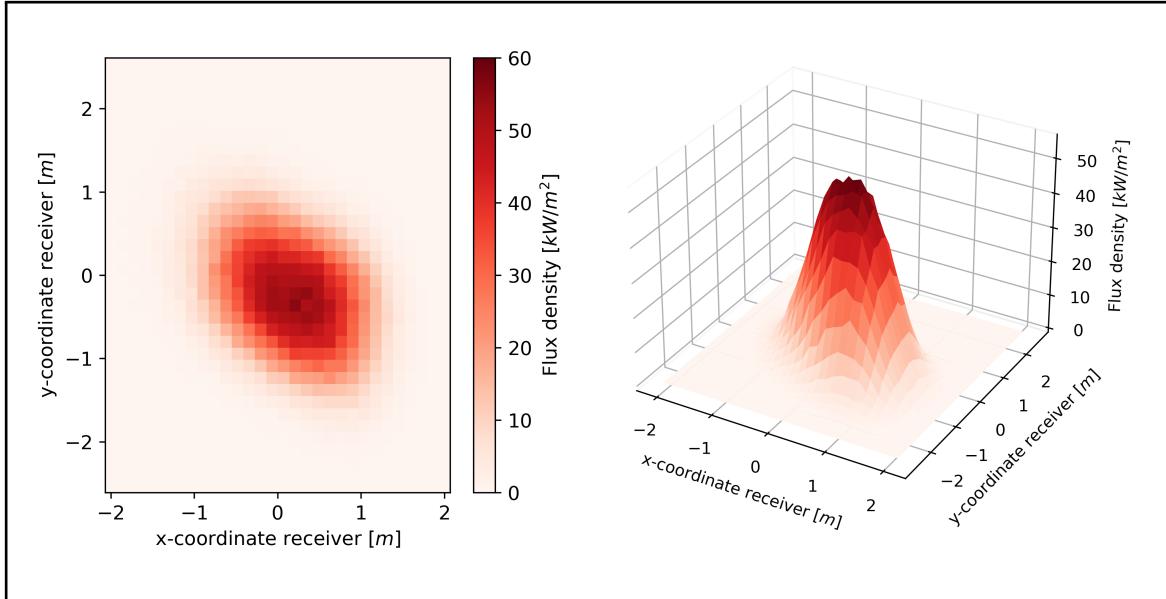


Abbildung 3.6: Exemplarische Flussdichteverteilung des repräsentativen Heliostaten mit dem geringsten Abstand zum Receiver in 2D (Links) und 3D (Rechts)

Es ist erkennbar, dass für jeden der 1080 Cups ein diskreter Wert der Flussdichte vorliegt. Durch Überlagerung der Flussdichteverteilungen aller repräsentativer Heliostaten wird die gesamte Flussdichte auf dem Receiver bestimmt. Wie in Kapitel 3.2 erwähnt, dient das bis hier vorgestellte optische Modell der Simulation, da es auf den exakten Strahlungskarten basiert.

Im Gegensatz dazu werden die Einstrahlungskarten für das optische Teilmodell zur Optimierung durch 2D-Gauss-Verteilungen approximiert. Dies verringert den Rechenaufwand auf Kosten der Genauigkeit. Abbildung 3.7 zeigt die approximierte Flussdichteverteilung für den receivernächsten repräsentativen Heliostaten. Der durchschnittliche RMSE aller 216 Flussdichteapproximationen beträgt $0,33 \text{ kW m}^{-2}$.

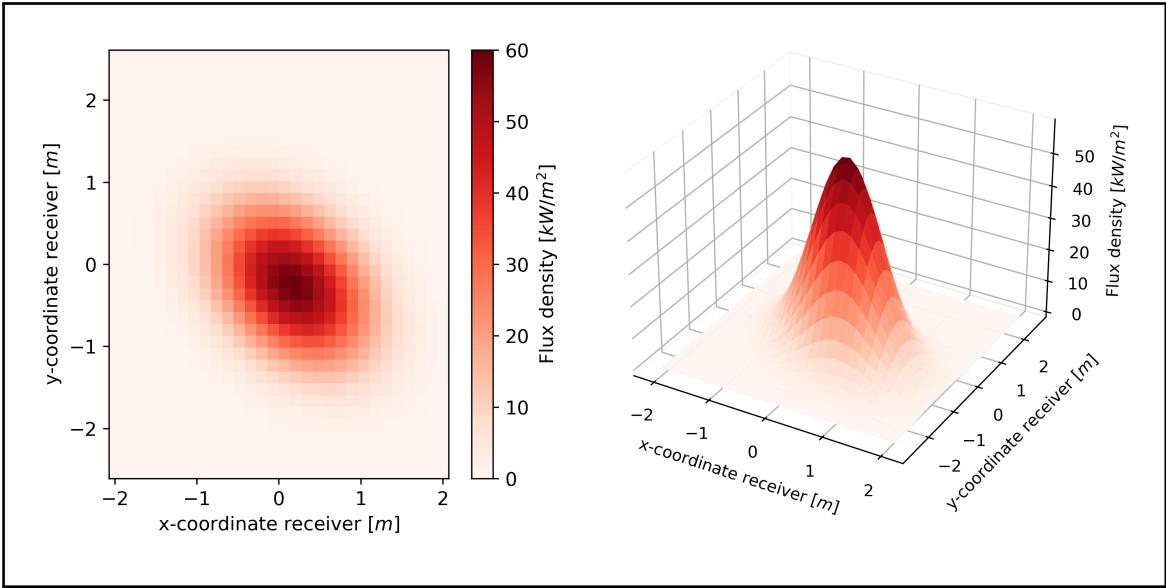


Abbildung 3.7: Exemplarische approximierte FlussdichteVerteilung des repräsentativen Helio-
staten mit dem geringsten Abstand zum Receiver in 2D (Links) und 3D (Rechts)

3.3 Kopplung der Teilmodelle

Der Solarturm in Jülich besteht aus 36×30 Absorbercups. Jeder dieser 1080 Cups wird wie in Kapitel 2.4.2 erläutert durch zwei Differentialgleichungen und zwei algebraische Gleichungen beschrieben. Aufgrund des daraus resultierenden hohen Rechenaufwandes zur Lösung eines Optimierungsproblems dieser Größe wird das Modell auf 6×5 Cups reduziert.

Das thermische Modell wird dabei so angepasst, dass je 36 Blendendurchmesser der Absorbercups gemittelt werden, um den Massenstrom durch einen repräsentativen Cup des jeweiligen Receiverbereiches zu erhalten. Dabei stimmt der maximale Luftmassenstrom des 36×30 Cup Systems mit dem des diskretisierten Systems überein. Auf diese Weise wird gewährleistet, dass der identische Enthalpiestrom in das System aufgenommen werden kann und die identische FlussdichteVerteilung auch dieselbe Fronttemperatur des Receivers zur Folge hat. Der zulässige Bereich des Massenstroms und des Einstellwertes (vgl. Abschnitt 3.1.2) werden entsprechend dieser Diskretisierung angepasst. Insgesamt ergibt sich so ein System aus 30 re-präsentativen Cups. Dieses kann unter Berücksichtigung der Lüftungsdynamik durch $60 + 2$ Differentialgleichungen und 60 algebraischen Gleichungen beschrieben werden.

Die gemeinsame Größe des optischen und des thermischen Teilmodells ist die Flussdichte auf den Absorbercups. Durch die Reduzierung des thermischen Modells auf 30 Cups muss auch das optische Modell entsprechend angepasst werden. Abbildung 3.8 zeigt die Diskretisierung des optischen Simulationsmodells exemplarisch, für den Fall, dass alle Zielpunkte auf den Mittelpunkt des Receivers eingestellt sind.

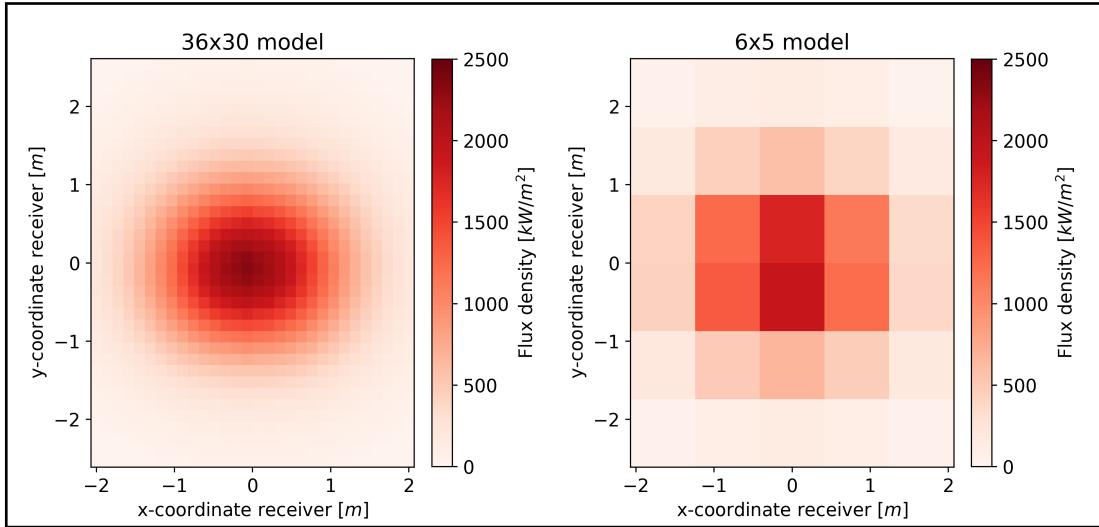


Abbildung 3.8: Überlagerung der Flussdichtevektoren aller repräsentativer Heliostaten des simulativen optischen Modells am Receivermittelpunkt für das Modell mit 1080 Cups (Links) und das vereinfachte Modell mit 30 Cups (Rechts)

Aus dem Optimierungsproblem zur Leistungsoptimierung des Receivers (Gleichung 2.53) folgt, dass jeder der betrachteten Cups möglichst nah an der maximal zulässigen Temperatur betrieben wird. Dementsprechend sind im Realbetrieb nicht alle Heliostaten in die Mitte ausgerichtet, sodass eine homogenere Flussdichteverteilung auf dem Receiver entsteht und der Einfluss dieser Diskretisierung weniger signifikant ist, als aufgrund von Abbildung 3.8 anzunehmen ist. Für die drei Faktoren $\kappa_1 = 25$, $\kappa_2 = 42$ und $\kappa_3 = 12$ ergibt sich für das simulative optische Modell beispielhaft die in Abbildung 3.9 erkennbare Flussdichteverteilung.

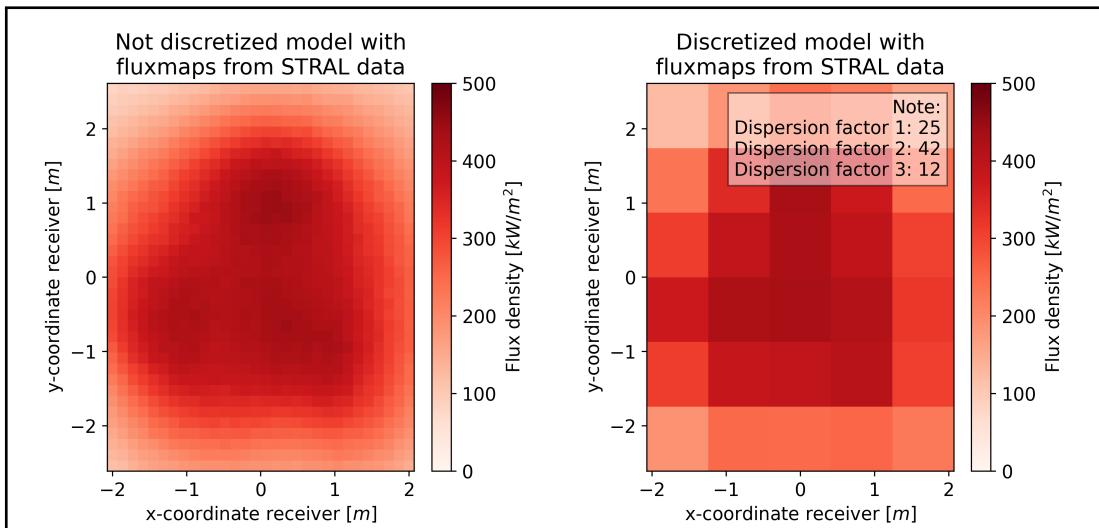


Abbildung 3.9: Homogenere Flussdichteverteilung im vollständigen Modell (Links) und im vereinfachten Modell (Rechts)

Die Unterschiede zwischen dem optischen Modell zur Simulation auf Basis der Flussdichtekarten nach STRAL und dem optischen Modell zur Optimierung ist in Abbildung 3.10 zu sehen. Diese zeigt links für die ausgewählten Streufaktoren die Flussdichteverteilung gemäß der STRAL Daten sowie rechts die der approximierten Daten. Es ist erkennbar, dass die

Approximation nur geringfügige Flussdichteunterschiede mit einem RMSE von $14,4 \text{ kW m}^{-2}$ verursacht.

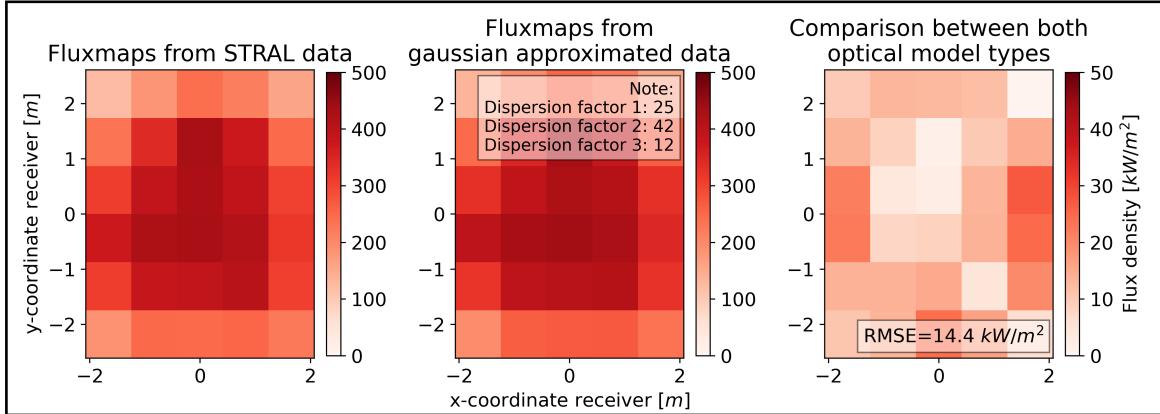


Abbildung 3.10: Visualisierung der Unterschiede der optischen Teilmodelle für eine beispielhafte Zielpunktverteilung

Abbildung 3.11 visualisiert den Betrag des RMSE für einen variablen Wert von κ_1 , wobei zu sehen ist, dass für die gewählten Streufaktoren von $\kappa_2 = 42$ und $\kappa_3 = 12$ ein maximaler RMSE von $20,0 \text{ kW m}^{-2}$ für $\kappa_1 = 2$ auftritt.

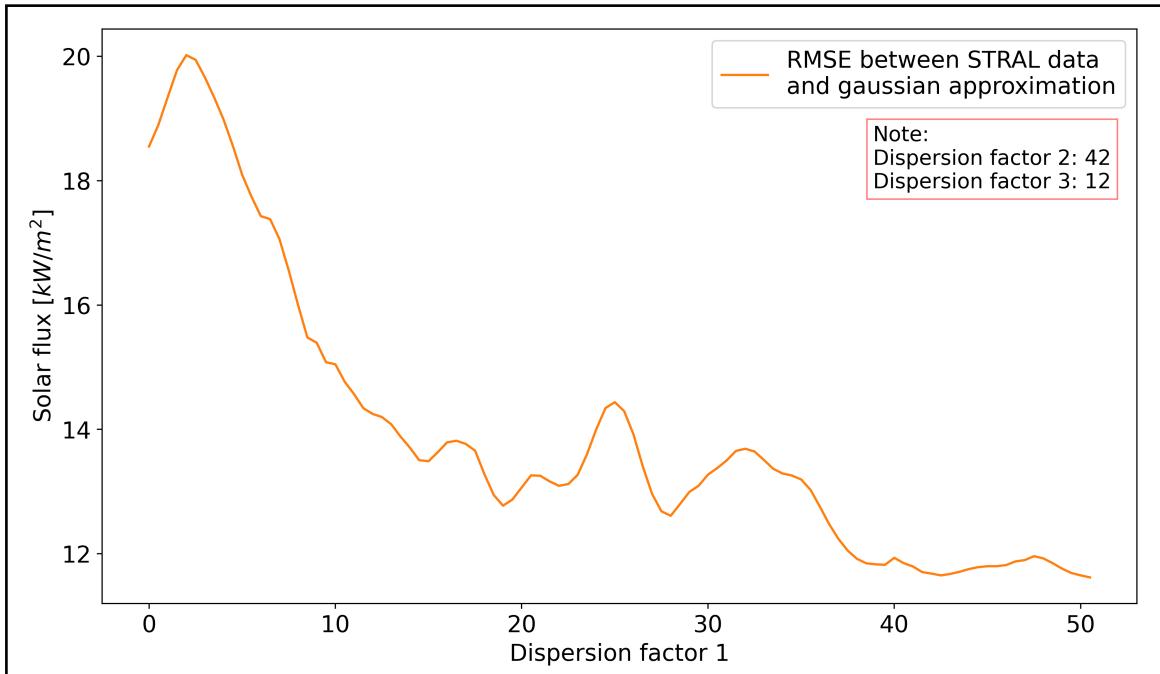


Abbildung 3.11: Visualisierung der Unterschiede der optischen Teilmodelle durch den Verlauf des RMSE bei variablen Streufaktor κ_1

Beide optischen Teilmodelle resultieren in der Flussdichteverteilung für 30 Absorbercups. So- mit wird jedem der Cups im thermischen Modell eine individuelle Flussdichte vorgegeben.

Die wesentlichen Schritte der Modellbildung sowie die Kopplung der Teilmodelle sind in Abbildung 3.12 zu sehen. Es ist erkennbar, dass zwei unterschiedliche optische Modelle entstehen.

3. Modellbildung

Eines, welches Simulationszwecken dient und auf mit STRAL berechneten normierten Einstrahlungskarten basiert. Das zweite Modell nutzt approximierte normierte Einstrahlungskarten, um den Rechenaufwand in dem Optimierungsproblem zu verringern. Durch diese Einstrahlungskarten wird in beiden optischen Modellen die Flussdichteverteilung auf dem Receiver für 6×5 Cups anhand von drei Streufaktoren κ und dem lokalen DNI-Wert beschrieben.

Die Eingangsgrößen des thermischen Modells sind die Flussdichte auf jedem der 30 Absorbercups und der Einstellwert u_{setpoint} für die Gebläse/Ventil-Kombination. Durch 62 Differentialgleichungen und 60 algebraische Gleichungen ergibt sich der Enthalpiestrom der Luft am Receiveraustritt \dot{H}_{out} und die Fronttemperatur des Receivers $T_{\text{abs,front}}$ sowie alle weiteren Zustandsmesswerte.

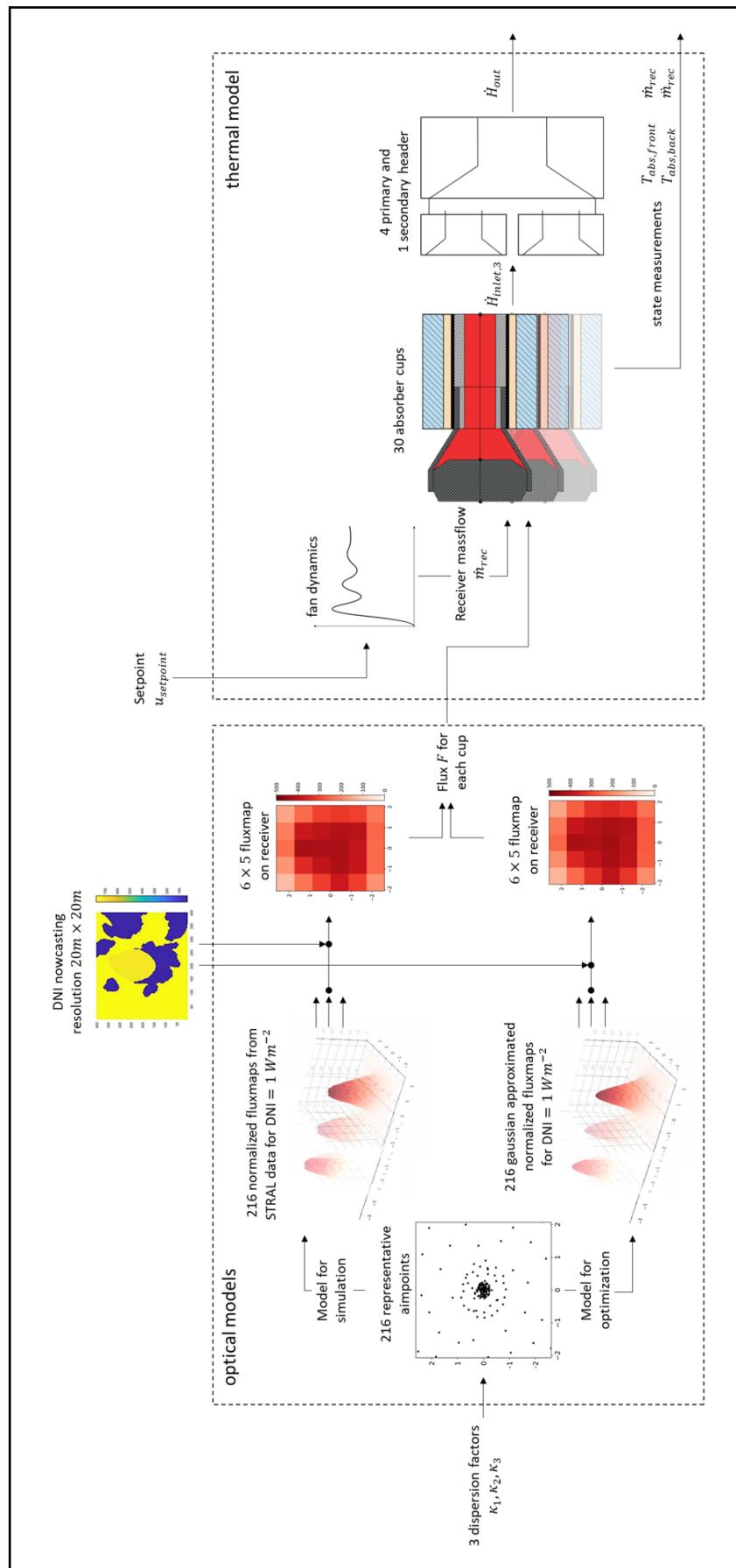


Abbildung 3.12: Visualisierung der wesentlichen Schritte der Modellbildung

4 Reglerentwurf

In diesem Kapitel werden die Eigenschaften des zu regelnden Modells vorgestellt und darauf aufbauend dessen Ein- und Ausgangsgrößen festgelegt. Anschließend wird ein geeigneter Regler vorgestellt und der resultierende Regelkreis abgeleitet. Zuletzt wird die Übertragbarkeit der Regelung auf das Realsystem des Solarturmkraftwerkes in Jülich untersucht.

4.1 Systemeigenschaften

Die in Kapitel 3 vorgestellte Modellierung des Solarturms bildet sowohl das optische Modell mit 2153 Heliostaten als auch das thermische Modell inklusive der Gebläsedynamik ab. An der Innenseite des Receivers tritt einzig die aufgeheizte Luft aus und steht dem nachfolgenden Prozess zur Verfügung. Daher gehört das System zu den sogenannten *MISO*-Systemen (**M**ulti **I**nput **S**ingle **O**utput), mit mehreren Eingangs- und einer Ausgangsvariablen.

Das Modell zeichnet sich durch die Inbezugnahme zeitabhängiger Parameter aus. Die modellierte Einstrahlung auf das Heliostatenfeld wird mithilfe einer Wolkensimulation beeinflusst. Auf diese Weise ergibt sich ein dynamisches System, bei dem die Ausgangsgröße nicht ausschließlich von den Regelungsgrößen abhängig ist.

4.1.1 Wahl der Stell- und Regelgrößen

In der vorliegenden, rein simulativen Betrachtung ergeben sich die Stellgrößen direkt aus den Eingangsgrößen des in Kapitel 3 vorgestellten Modells, da die explizite Betrachtung von Stellgliedern wie den Motoren der Heliostaten entfällt. Somit sind die Stellgrößen:

- Die drei Streufaktoren κ_1 , κ_2 und κ_3 zur Beeinflussung der Heliostatenpositionen
- Der Einstellwert u_{Setpoint} der Gebläse-/Ventil-Kombination im Receiver

Die solare Einstrahlung dient dem Modell zwar als Eingangsgröße, wird jedoch nicht vom Regler beeinflusst und stellt daher keine Stellgröße dar.

Der Enthalpiestrom \dot{H}_{out} am Auslass des sekundären Headers (vgl. Kapitel 2.4.2 und Abbildung 3.12) kennzeichnet die einzige Ausgangsgröße des Modells und somit auch die Regelgröße. Dies ist sinnvoll, da die Temperatur des austretenden Luftmassenstroms direkten Einfluss auf den Wirkungsgrad der Anlage hat, dessen Maximierung Ziel dieser Arbeit ist.

4.1.2 Analyse der Systemdynamik

In Abbildung 4.1 ist die Dynamik des Systems in Form der Sprungantwort bei Änderung der Einstrahlung dargestellt. Im untersten Teil der Grafik ist erkennbar, dass der Einstellwert des Lüfters und damit der Luftmassenstrom im Receiver konstant gehalten wird. Ebenfalls konstant sind die Streuungsfaktoren (zweiter Graph von unten), jedoch sinkt die solare Einstrahlung auf den Receiver nach 100 Sekunden von 100 % auf 25 % ab (oberer Graph). Dies hat zur Folge, dass, wie im mittleren Graphen zu sehen, die vom Receiver absorbierte Leistung und die Maximaleinstrahlung auf einen einzelnen Cup um 75 % abfallen. Dadurch sinkt die Temperatur an der Absorber-Front (zweiter Graph von oben) und die Luftaustrittstemperatur im Receiver (oberer Graph). Die Angaben zu den Grenzen der Fronttemperatur sowie dem Sollwert der Austrittstemperatur werden in Kapitel 4.2.2 erläutert.

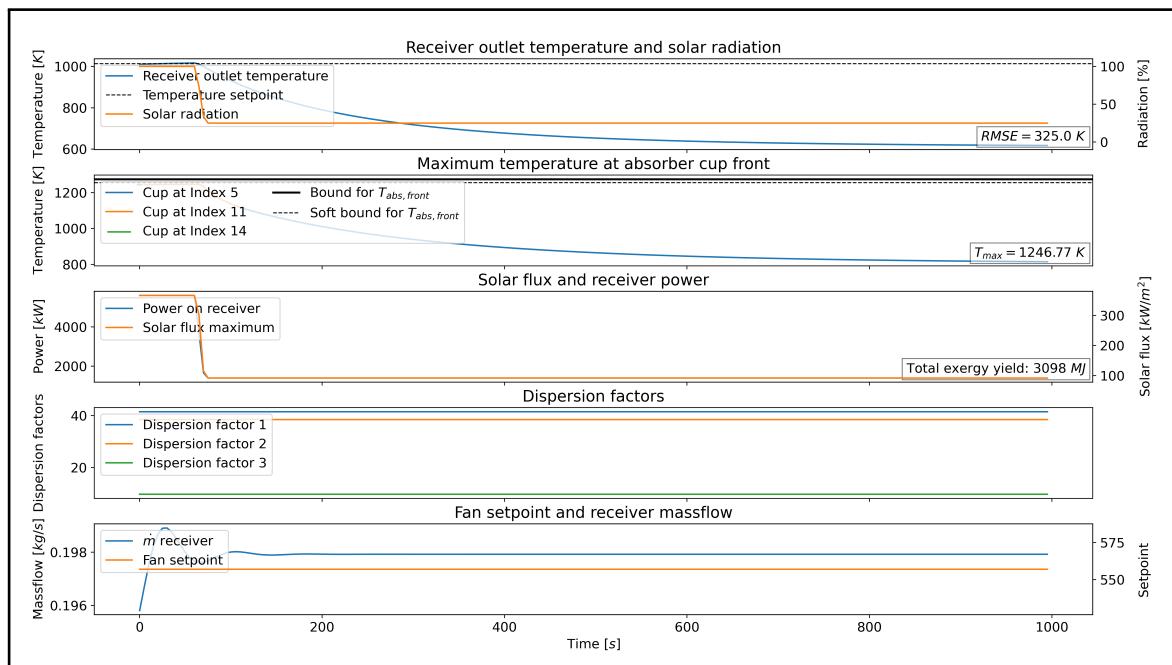


Abbildung 4.1: Sprungantwort des Modells im offenen Regelkreis bei Veränderung der solaren Einstrahlung von 100 % auf 25 %

Die sogenannte Ausregelzeit zeigt, wie lange die Dauer zwischen dem Gleichgewichtszustand vor und nach der Anregung ist. Dabei wird nach [52, S.223] eine Toleranz von 4 % angesetzt, um den Zeitpunkt zu ermitteln, bei dem der resultierende Gleichgewichtszustand erreicht wird. An der Temperatur der Austrittsluft in Abbildung 4.1 ist erkennbar, dass die Ausregelzeit des Modells bei $T_{\text{settling}} = 450 \text{ s}$ liegt.

4.2 Eigenschaften des Reglers

Zur effektiven Regelung des Modells wird nachfolgend ein geeigneter Reglertyp ausgewählt und parametrisiert. Ergebnisse der Regelung werden in Kapitel 5 diskutiert.

4.2.1 Wahl des Regelverfahrens

Im Anwendungsfall dieser Arbeit sind bezüglich der geeigneten Regelung die folgenden Kriterien relevant:

- Zukünftige Modellparameter müssen prädiktiv in die Regelung einbezogen werden können,
- die Regelung von MISO-Systemen soll ohne Untergliederung in kleinere Teilsysteme geschehen können,
- Limitierungen auf die Ein- und Ausgangsgrößen des Systems müssen implementierbar sein.

Klassische Regler wie der PID- oder LQR-Regler, die lediglich auf Basis der Abweichung von aktuellen Soll- und Istwerten Stellgrößen für das System vorgeben [24, S.408], eignen sich daher nicht für die vorgesehene Regelung des Solarturms. Wie in Kapitel 2.3.1 dargestellt, erfüllen modellprädiktive Regler das dargestellte Anforderungsprofil.

4.2.2 Parametrisierung des MPC

Neben der für jede Art von Regelung relevanten Abtastzeit (*Sample Time*) T_s , also der Zeit zwischen zwei Berechnungsschritten des Reglers, werden nachfolgend die MPC-spezifischen Regelparameter bestimmt. Dazu gehören, wie in Kapitel 2.3.1 ersichtlich, der Prädiktionshorizont N_2 sowie der untere und obere Regelungshorizont N_1 bzw. N_u . Weiterhin werden die Constraints, also die Parameterlimitierungen, eingeführt und die Kostenfunktion der Regelung bestimmt.

Abtastzeit

Die Abtastzeit wird durch eine untere und eine obere Grenze limitiert. Die untere Grenze ist so zu wählen, dass das System als quasistatisch angesehen werden kann (vgl. Kapitel 3.2.2). Daher muss zwischen zwei Berechnungsschritten genug Zeit vergehen, dass der Regler die optimalen Streufaktoren errechnen kann und die Heliostaten den nächsten Zielpunkt auf dem Receiver erreichen können. In [3, S.25-26] ist die Dynamik der Heliostaten in Jülich dargestellt. Bei Vernachlässigung der Rechenzeit ergibt sich die minimale Abtastzeit zu 2,79 s.

Die obere Grenze ist davon abhängig, nach welcher Zeit eine erhöhte Flussdichte auf dem Receiver diesen beschädigt. Dabei entsteht die Schädigung des Receivers nicht durch die erhöhte Einstrahlung an sich, sondern durch die Überschreitung der thermischen Spannungen durch die erhöhte Fronttemperatur. Daher muss die Abtastzeit kleiner sein, als die Zeit, in der eine erhöhte Flussdichte kritische Spannungen erzeugt.

Im schlechtesten Fall tritt die Überschreitung der Flussdichte unmittelbar nach dem vorigen Berechnungsschritt auf, sodass diese Information zwar bereits beim nächsten Abtastzeitpunkt zur Verfügung steht, der Regler aber erst in der darauf folgenden Berechnung reagieren kann. Folglich benötigt der Regler zwei Abtastzeitpunkte, um auf eine überhöhte Einstrahlung zu reagieren zu. Daher darf die maximale Abtastzeit bei der Hälfte einer kritischen Zeit t_{\max} liegen, in der eine erhöhte Flussdichte den Receiver beschädigt.

Die kritische Zeit t_{\max} wird in dieser Arbeit als die Zeit definiert, in der eine um 10 % höhere Flussdichte als vom Regler erwartet einen Anstieg der Fronttemperatur von 20 K verursacht. In Abbildung 4.2 ist ein solches Szenario ohne Regeleingriff dargestellt. Es ist ersichtlich, dass die Fronttemperatur des Receivers bereits innerhalb von $t_{\max} = 56$ s nach Anstieg der Einstrahlung um 20 K zunimmt. Daher ergibt sich die maximale Abtastzeit nach Gleichung 4.1 zu 28 s.

$$T_{s,\max} = \frac{t_{\max}}{2} \quad (4.1)$$

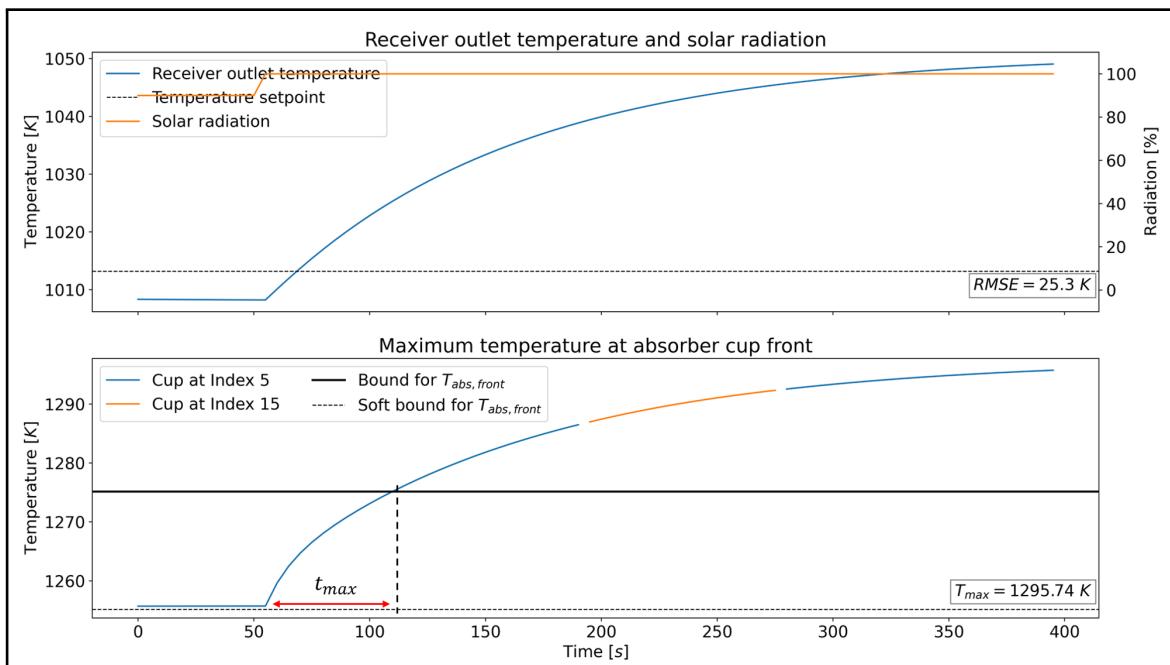


Abbildung 4.2: Simulative Bestimmung der kritischen Zeit t_{\max} bis zur Erhöhung der Receiver-Fronttemperatur um 20 K

Nach empirischer Analyse von Simulationen mit unterschiedlichen Abtastzeiten wird eine Abtastzeit von $T_s = 10$ s gewählt. Dies stellt einen akzeptablen Kompromiss zwischen einem zu hohen Berechnungsaufwand aufgrund kleiner Abtastzeiten und langsamer Reaktion des Reglers aufgrund zu großer Abtastzeiten dar.

Prädiktions- und Regelungshorizont

Für die Dauer des Prädiktionshorizontes ist nach [53] in erster Iteration die Ausregelzeit zu betrachten. Auf diese Weise steht dem Regler zur Optimierung die gesamte Systemdynamik von der Anregung bis zum folgenden Gleichgewichtszustand zur Verfügung. Daran angepasst kann der Kontrollhorizont bestimmt werden. Dieser sollte 10 % bis 20 % des Prädiktionshorizontes abdecken.

Gemäß Kapitel 4.1.2 wird der Prädiktionshorizont zunächst mit der Ausregelzeit $T_{\text{settling}} = N_{2,\text{initial}} = 450 \text{ s}$ angenommen. Auf dieser Basis ergibt sich der obere Kontrollhorizont zu $N_u = 0.15 \cdot N_{2,\text{initial}} = 60 \text{ s}$. Der untere Kontrollhorizont N_1 wird gleich 0 gesetzt, sodass der Regler in jeder Iteration die Stellgrößen verändern und schnell auf äußere Änderungen reagieren kann. Da das Ziel der Arbeit die effektive Regelung bei kurzfristiger Änderung der solaren Einstrahlung darstellt, ist die Berechnung der Prädiktionen über einen Horizont von 7,5 min allerdings sehr hoch. Um den Berechnungsaufwand zu verringern wird der Prädiktionshorizont dem Regelungshorizont angeglichen. Daher gilt $N_2 = N_u = 60 \text{ s}$.

Constraints

Gemäß dem Betriebshandbuch des Solarturmherstellers ist das Kraftwerk mit einem Luftmassenstrom im Bereich von $2,93 \text{ kg s}^{-1}$ bis $11,7 \text{ kg s}^{-1}$ zu betreiben [49, S.28]. Der zulässige Bereich des Gebläse-Einstellwertes als Stellgröße des Reglers ist dementsprechend zu wählen (vgl. Kapitel 3.1.2). Durch die Diskretisierung des Systems auf 30 repräsentative Absorbercups nach Abschnitt 3.3 ergibt sich in der Simulation ein zulässiger Massenstrom von $80,82 \text{ g s}^{-1}$ bis $322,74 \text{ g s}^{-1}$. Dies entspricht einem Einstellwert von $227,5 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1} \leq u_{\text{setpoint}} \leq 908,3 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$.

Wie in Kapitel 2.5.3 dargestellt, gilt für kleine Streuungsfaktoren eine Ausrichtung der Zielpunkte auf die Receivermitte. Für größere Werte werden die Heliostaten defokussiert und die vom Receiver absorbierte Leistung sinkt. Ein sinnvoller Rahmen der Defokussierung ergibt sich empirisch im Kontext des Modells zu $0 \leq \kappa \leq 50$.

Die vier Stellgrößen der Regelung werden gemäß Kapitel 2.3.5 als harte Limitierungen gewählt. Im Rahmen der Optimierung können diese Variablen nur Werte innerhalb der jeweiligen Beschränkungen annehmen. Dies ist notwendig, um die Betriebssicherheit des Kraftwerkes und die Sinnhaftigkeit der Lösungen der Optimierung zu gewährleisten.

Weiterhin ist bezüglich der Betriebssicherheit des Solarturmkraftwerkes zu sicherzustellen, dass die thermische Spannung in den Absorbercups den zulässigen Grenzwert nicht überschreitet. Dazu darf die Fronttemperatur des Receivers $T_{\text{abs,front}}$ 1002°C nicht überschreiten [49, S.29]. Um die Lösbarkeit des Gleichungssystems der Regelung nicht zu gefährden (vgl. Kapitel 2.3.5), wird zur Einhaltung dieser Temperatur eine weiche Limitierung bei 982°C

eingeführt. Ein Überschreiten dieses Limits sorgt somit nicht automatisch für die Unlösbarkeit des Gleichungssystems. Auch die Sicherheit des Absorbers ist bei Überschreitung dieses Wertes noch nicht gefährdet.

Kostenfunktion

Die Kostenfunktion der Regelung ergibt sich nach dem in Gleichung 2.15 vorgestellten Muster. Tabelle 4.1 fasst alle Werte der verwendeten Größen zusammen:

Tabelle 4.1: Übersicht über die Parameter zur Erstellung der Kostenfunktion

Parameter der Kostenfunktion	Wert
r	740 °C
\mathbf{y}	T_{out}
$\Delta \mathbf{u}$	$\Delta \begin{pmatrix} \kappa_1 \\ \kappa_2 \\ \kappa_3 \\ u_{\text{setpoint}} \end{pmatrix}$
ξ	$\begin{cases} 0 & \text{für } T_{\text{abs,front}} \leq 982 \text{ °C} \\ T_{\text{abs,front}} - 982 \text{ °C} & \text{für } T_{\text{abs,front}} > 982 \text{ °C} \end{cases}$
\mathbf{W}_w	1
\mathbf{W}_u	$\begin{pmatrix} 10 \\ 10 \\ 10 \\ 0,01 \end{pmatrix}$
\mathbf{W}_ξ	$1 \cdot 10^4$

Das stationäre Ziel der Regelung ist, die Temperatur des erwärmten Luftmassenstroms T_{out} als indirekte Modellausgangsgröße \mathbf{y} der Referenz r von 740 °C anzupassen. Dieser Referenzwert stellt die mittlere Luftaustrittstemperatur aus den Absorbermodulen im Nennlastpunkt dar [49, §.29]. Während der Regelung wird zusätzlich die Änderung der Eingangsgrößen zwischen zwei Abtastzeitpunkten $\Delta \mathbf{u}$ betrachtet. Die Slack Variable ξ kennzeichnet die Überschreitung der weichen Limitierungen. Für den Fall, dass die Limitierung nicht überschritten wird, ergibt sich der Wert zu 0. Die in der Kostenfunktion genutzten Gewichtungsmatrizen \mathbf{W}_w , \mathbf{W}_u und \mathbf{W}_ξ werden empirisch gewählt.

Das vollständige Optimierungsproblem der modellprädiktiven Regelung ergibt sich durch die Wahl der Diskretisierungsmethode gemäß Kapitel 2.3.3. Demnach wird die orthogonale Kol-

lokation mittels finiter Elemente angewandt. Die Verteilung der Kollokationspunkte geschieht nach Legendre-Gauss-Radau (vgl. Abbildung 2.13), die besonders bei sogenannten „steifen“ Systemen gute Ergebnisse erzielt [54, S.178]. Gemäß [54, S.171ff] sind dies Systeme, bei denen verschiedene Systemdynamiken signifikante Unterschiede in ihren jeweiligen Zeitkonstanten aufweisen.

4.3 Vorstellung der gesamten Regelung

Eine Darstellung des vollständigen Regelkreises zeigt Abbildung 4.3. Die Rückführgrößen stellen die vier Systemzustände $T_{\text{abs,front}}$, $T_{\text{abs,back}}$, \dot{m}_{rec} und \ddot{m}_{rec} dar. Es ist erkennbar, dass das Modell mit approximierten Flussdichtekarten der Optimierung dient, während das Modell mit den unveränderten Daten aus STRAL zur Simulation des Solarturms verwendet wird. Weiterhin werden unterschiedliche Einstrahlungskarten des Nowcastings für die Optimierung und die Simulation verwendet. Dies ist erforderlich, da sich Einstrahlungsprädiktionen in realer Anwendung von der tatsächlichen Einstrahlung unterscheiden.

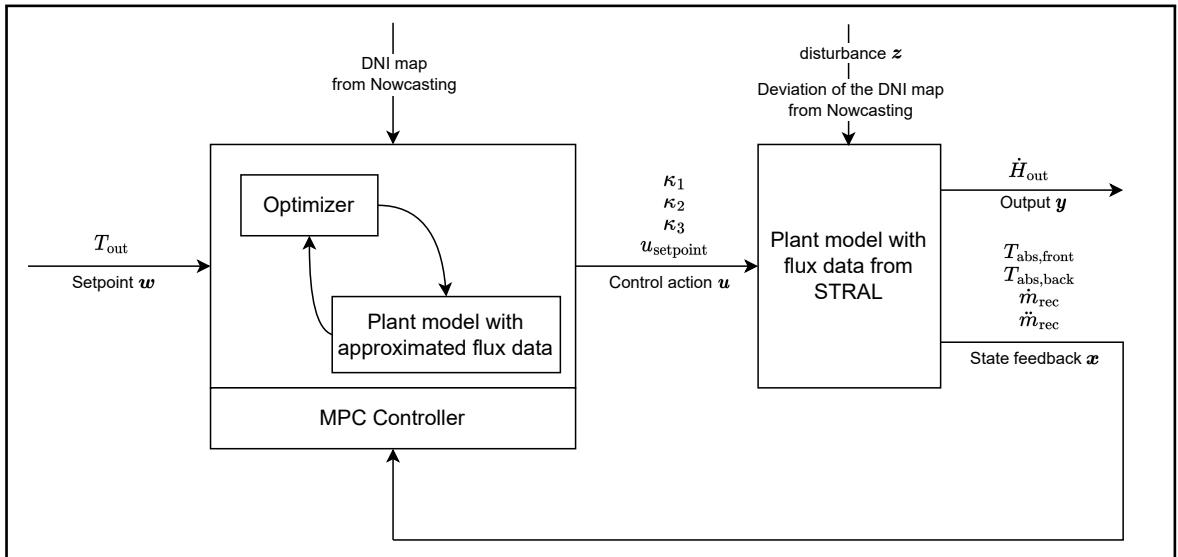


Abbildung 4.3: Vollständiger Regelkreis des Gesamtmodells inklusive aller Ein- und Ausgangsgrößen

4.4 Übertragbarkeit auf das Realsystem

In [55, S.1] wird im Rahmen der Systemanalyse auch die Betrachtung von Sensorik und Aktorik sowie erforderlichen Messgrößen vorgeschlagen. Im Rahmen dieser Arbeit ist dies nicht erforderlich, da ein rein simulatives Modell betrachtet wird. Für eine potenzielle Übertragung der Regelung auf den Solarturm ist diese Betrachtung jedoch essenziell und wird nachfolgend eingeführt.

Die Rückführgrößen der vorgestellten Regelung sind die Systemzustände, deren Messung am Solarturm in Jülich jedoch nicht vorgesehen ist. Messbare Größen sind unter anderem die FlussdichteVerteilung F auf dem Receiver, die Fronttemperatur der Absorbercups $T_{\text{abs},\text{front}}$, die Austrittstemperatur des aufgeheizten Luftstroms an der Receiverinnenseite T_{out} und der Luftmassenstrom \dot{m}_{rec} . Zur Ermittlung der beiden fehlenden Zustände $T_{\text{abs},\text{back}}$ und \ddot{m}_{rec} wird daher ein Zustandsbeobachter benötigt.

Eine weitere Messgröße stellt, wie in Kapitel 2.4.2 erwähnt, die Temperatur der Rückführluft $T_{\text{return},3}$ dar. Simulativ wird diese als konstant angenommen, ist jedoch in der Realität von der Nutzung der erhitzen Luft abhängig.

Auch die Betrachtung expliziter Aktoren und Stellglieder sowie deren Eigenschaften entfällt simulativ. Bei Regelung des Realsystems erweitert sich der Regelkreis jedoch um die Motoren der Heliostaten und der Pumpe.

5 Analyse der Modellprädiktiven Regelung

Nachfolgend wird die in Kapitel 4 vorgestellte Regelung analysiert. Zunächst wird die genutzte Hard- und Software vorgestellt, bevor anschließend repräsentative Wolkenfälle definiert werden. Mithilfe eines Referenzszenarios bezüglich der Regelung aus der Literatur kann die Güte der modellprädiktiven Regelung bestimmt werden. Analysiert wird, ob die thermischen Spannungen der Receiverfront die Grenzwerte überschreiten, wie stark die Temperatur des austretenden Enthalpiestroms bei Wolkeneinfluss vom Referenzwert abweicht und wie hoch der Exergieeintrag in den Folgeprozess ist. Dabei werden einerseits Simulationen untersucht, bei denen der Regler abweichungsfreie Kenntnis über die Einstrahlung besitzt, sowie andererseits solche, bei denen kein Nowcasting genutzt wird. Abschließend wird die notwendige Güte der Wolkenvorhersage bezüglich der Wolkengeschwindigkeiten und der Lichtdurchlässigkeit ermittelt.

Die in Jülich vorliegenden Einschränkungen bezüglich der thermischen Maximalbelastungen des Receivers werden dem Betriebshandbuch entnommen (vgl. Kapitel 4.2.2). Dort wird die maximale lokale Temperatur der Absorberfläche, welche direkt von der Flussdichte ϕ abhängig ist, mit 1275,15 K angegeben [49, S.29]. Dieser Wert dient in den Simulationen als Indikator für eine erfolgreiche Regelung, welche die Einhaltung dieses Limits als Grundvoraussetzung beinhaltet.

5.1 Verwendete Hard- und Software

Die in Kapitel 3 vorgestellte Modellbildung, wird vollständig in do-mpc (siehe Kapitel 2.6) realisiert und ausgewertet. Die Berechnung erfolgt mittels der Optimierungssoftware IPOPT (**I**nterior **P**oint **O**PTimizer) in Kombination mit dem HSL ma27 solver. Aufgrund der Größe des Optimierungsproblems wird die Optimierung nach 100 Iterationsschritten ohne Konvergenz abgebrochen, um die maximale Berechnungsdauer der Optimierung nicht zu überschreiten und quasistatisches Verhaltens voraussetzen zu können (vgl. Kapitel 4.2.2).

Die Simulation werden auf einem 4-Kern Intel Core i7-1185G7 Prozessor mit einem Basistakt von 3,0 GHz durchgeführt. Als Arbeitsspeicher stehen 16 GB RAM mit 4267 MHz zur Verfügung. Das Betriebssystem ist Windows 10 Enterprise (Version 21H2).

5.2 Repräsentative Wolkenszenarien

Für die Kurzzeitdynamik des Solarturms ist die direkte Verschattung des Heliostatenfeldes durch Wolkendurchzug ausschlaggebend. Unterschiedliche Wolkengrößen, Zugrichtungen und -geschwindigkeiten können beliebige, zeitliche und räumliche Abschattungsszenarien zur Folge haben. Aufgrund des hohen Rechenaufwandes ist die Betrachtung aller real auftretenden Störungen nicht praktikabel. Stattdessen werden leicht parametrisierbare Störsignale definiert, die zusätzlich eine Vergleichbarkeit mit Ergebnissen anderer Autoren ermöglichen [56, S.60].

Als Wolkenszenario wird eine einmalige sprungförmige Änderung der Einstrahlung verwendet. Ein Parameter des Szenarios ist dabei die Intensität des Einstrahlungseinbruches (*shading*). Diese ist davon abhängig, wie hoch die Lichtdurchlässigkeit der Wolken und der Anteil der verschatteten Heliostaten ist. Weiterhin ist die Dauer der Verschattung (*duration*) zu definieren; diese beschreibt den Zeitraum zwischen dem Beginn der Verschattung des Heliostatfeldes und dem Beginn des Abklingens dieser Verschattung. Zuletzt ist auch die Wolkengeschwindigkeit relevant, welche indirekt die Zeitspanne beschreibt, bis die Verschattungsintensität ihr Maximum erreicht (*ramp length*). In Abbildung 5.1 ist die solare Einstrahlung über der Zeit für ein solches Wolkenszenario mit einer Gesamtabschattung von 75 % zu sehen. Diese kann beispielsweise Auftreten, wenn das gesamte Heliostatenfeld verschattet wird und die Lichtdurchlässigkeit der Wolken 25 % beträgt.

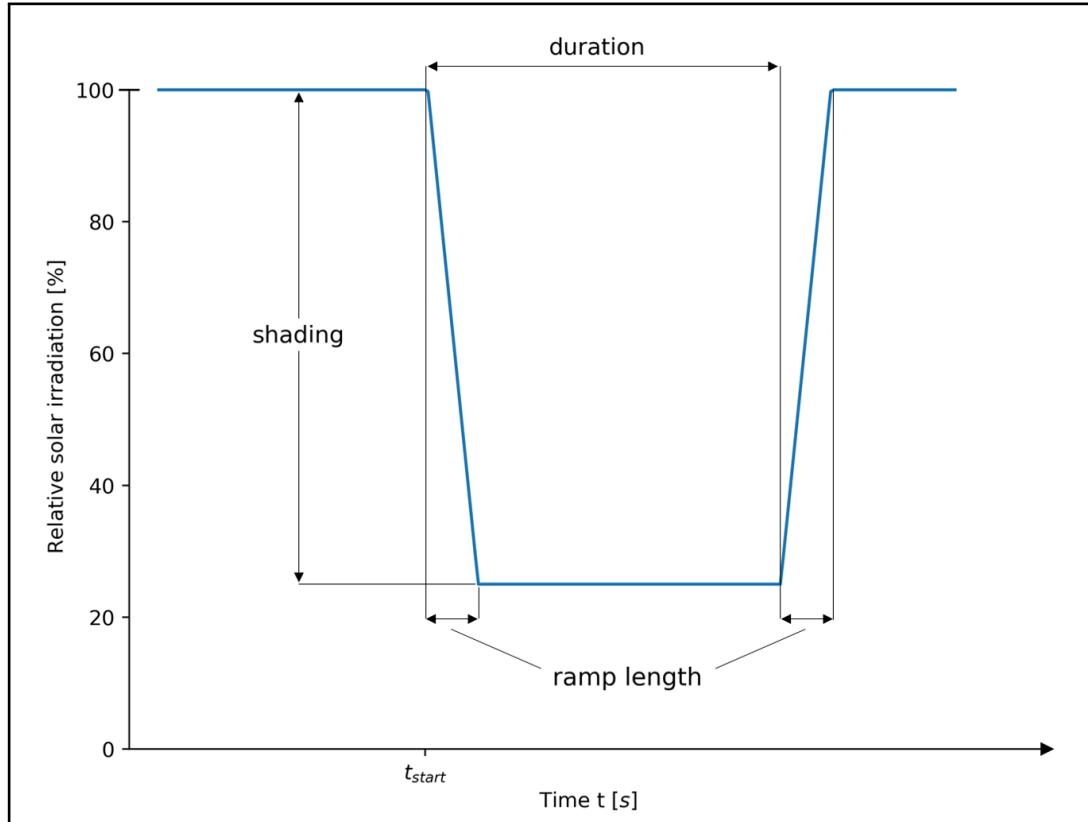


Abbildung 5.1: Visualisierung eines beispielhaften Wolkenszenarios (gemäß [56, S.62])

Zur Identifizierung realistischer Wolkenszenarien werden Windmessungen auf der PSA (Plataforma Solar de Almería) in Spanien zur Hilfe genommen. In Messungen von 2016 und 2017 wurden die Messungen in Gruppen mit einer Breite von 3 m s^{-1} eingeteilt. Die relative Häufigkeit dieser Windgeschwindigkeiten zeigt Abbildung 5.2.

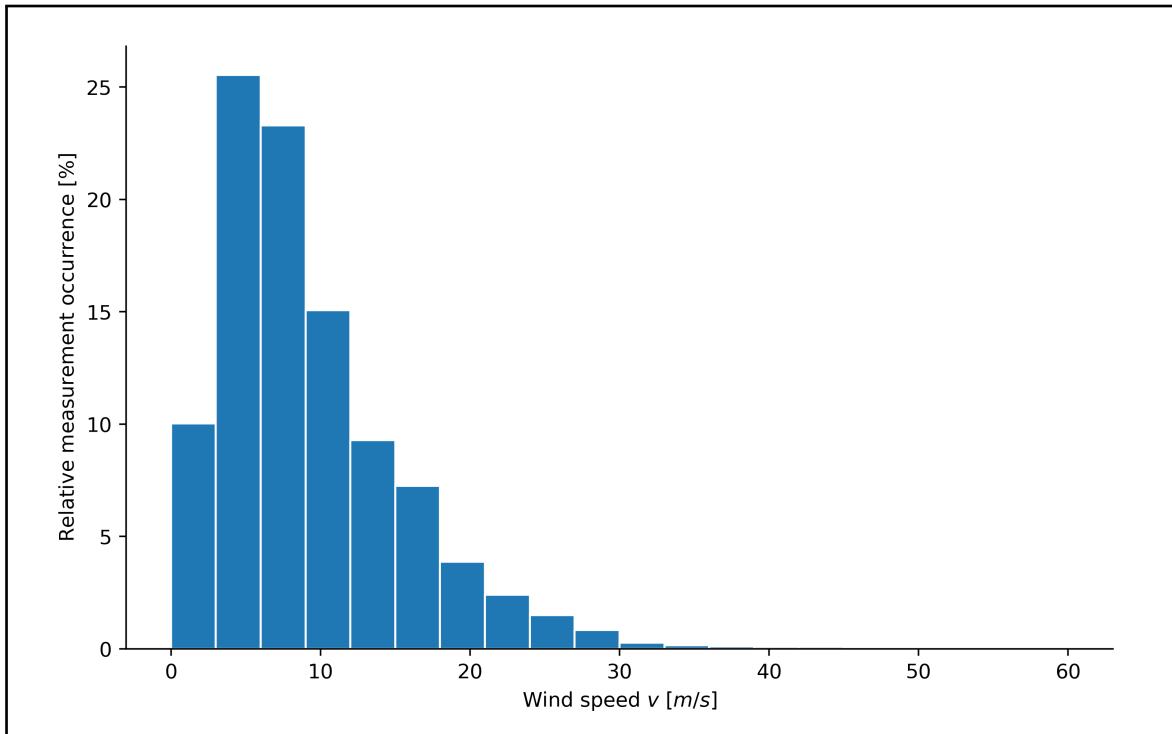


Abbildung 5.2: Relative Häufigkeit der Windgeschwindigkeiten auf der PSA 2016 und 2017

Um die Regelung nachfolgend bei besonders schnell wechselnden Lichtverhältnissen zu testen werden Szenarien mit Wolkengeschwindigkeiten von 15 m s^{-1} , 20 m s^{-1} , 25 m s^{-1} und 30 m s^{-1} definiert. Oberhalb dieser Geschwindigkeiten liegen lediglich 0,88 % der Windmessungen. Weiterhin werden Lichtdurchlässigkeiten von 0 %, 25 %, 50 % und 75 % untersucht, wobei immer die Abschattung des gesamten Heliostatfeldes angenommen wird.

Die Zugrichtung der Wolken wird in jedem Szenario von Süden nach Norden angenommen. Wie in Kapitel 2.5.1 beschrieben, sind die receivernahen Heliostaten besonders zur Fokussierung geeignet. Durch diese Annahme wird demnach die kritischste Zugrichtung simuliert, da die fokussierten Heliostaten so eine schnelle Änderung der Einstrahlungsintensität erfahren. Die Verschattungsdauer wird auf 120 s festgelegt.

5.3 Referenzszenario

Als Referenzszenario wird ein sogenanntes „Cloud Standby“ nach dem von Zavoico [57, S.25ff] vorgestellten Vorbild eingeführt. Dieses dient dazu, die Güte der vorgestellten Regelung gegenüber einem in der Literatur erprobten Verfahren einschätzen zu können. Zavoico beschreibt das Cloud Standby als Szenario, das bei Wolkendurchzug über dem Heliostatenfeld einsetzt.

Dabei werden alle verfügbaren Heliostaten auf vorberechnete Zielpunkte fokussiert und der Massenstrom so eingestellt, dass das Medium bei wolkenlosen Bedingungen mit einer bestimmten Temperatur austreten würde. Die gewünschte Austrittstemperatur des Mediums bei Wolkendurchzug ist dabei geringer als während des Normalbetriebs.

Das in dieser Arbeit verwendete Cloud Standby Szenario unterscheidet sich von dieser Methode dahingehend, dass die Fokussierung der Heliostaten und der Luftmassenstrom gegenüber einem Gleichgewichtszustand bei Normalbetrieb konstant gehalten werden. Daher wäre mit den Einstellungen zum Cloud Standby bei wolkenlosen Bedingungen die identische Austrittstemperatur der Luft zu erwarten, wie während regulärer Betriebsbedingungen.

Exemplarisch ist dieser Betriebszustand bei Verschattung um 50 % bei einer Wolkengeschwindigkeit von 30 m s^{-1} in Abbildung 5.3 dargestellt. Da der Einstellwert und die Streufaktoren konstant bleiben, sinkt die Einstrahlungsleistung auf dem Receiver und damit die Fronttemperatur des Absorbers und die Temperatur der austretenden Luft. Der größte Nachteil dieses Szenarios ist, dass durch die große Abweichung der Temperatur der Austrittsluft gegenüber der Nennlasttemperatur von 1013,15 K [49, S.29] der Wirkungsgrad des jeweiligen Folgeprozesses sinkt (vgl. [5, S.15ff]). Weiterhin erhöht eine möglichst konstante Temperatur die Langlebigkeit der Komponenten. In dem dargestellten Szenario liegt die Wurzel der mittleren quadratischen Abweichung zwischen Luftaustrittstemperatur und Referenzwert bei 62,6 K.

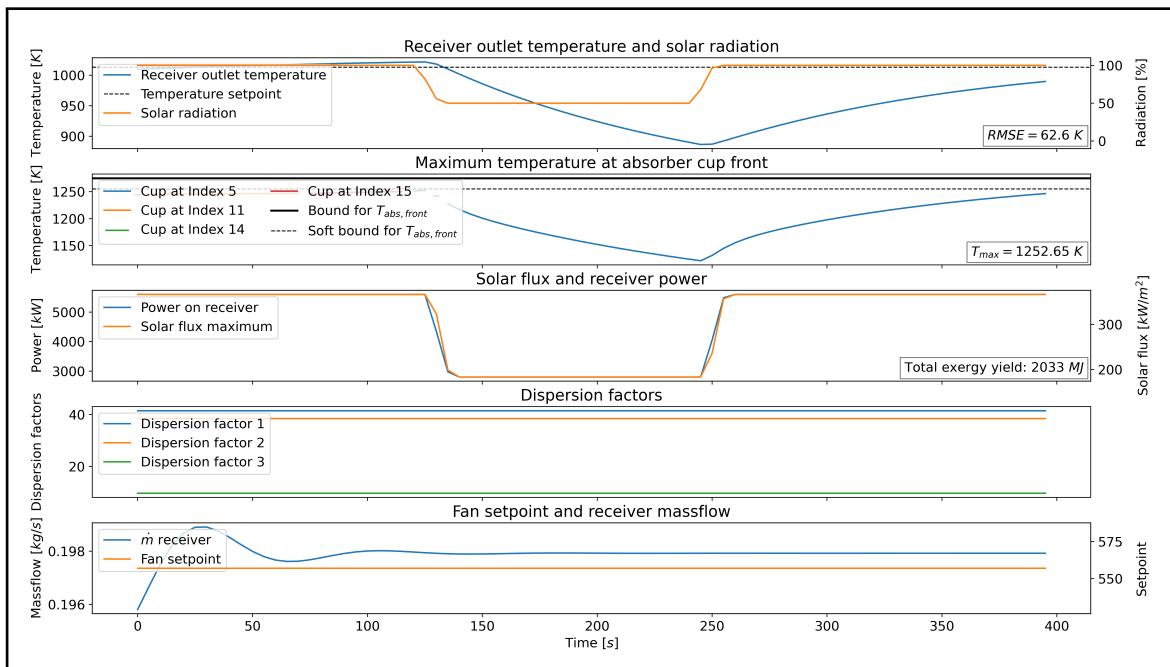


Abbildung 5.3: Exemplarischer Simulationsverlauf für den Cloud Standby Betrieb bei Verschattung um 50 % und 30 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit

Abbildung 5.4 zeigt den RMSE der Temperaturabweichungen für die in Abschnitt 5.2 festgelegten Wolkenszenarien bezüglich der Lichtdurchlässigkeit und Geschwindigkeit der Wolken. Es ist erkennbar, dass der RMSE maßgeblich von der Stärke der Verschattung abhängig ist.

Durch die konstanten Systemeingangsgrößen ergibt sich ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen Verschattungsintensität und Temperaturabweichung.

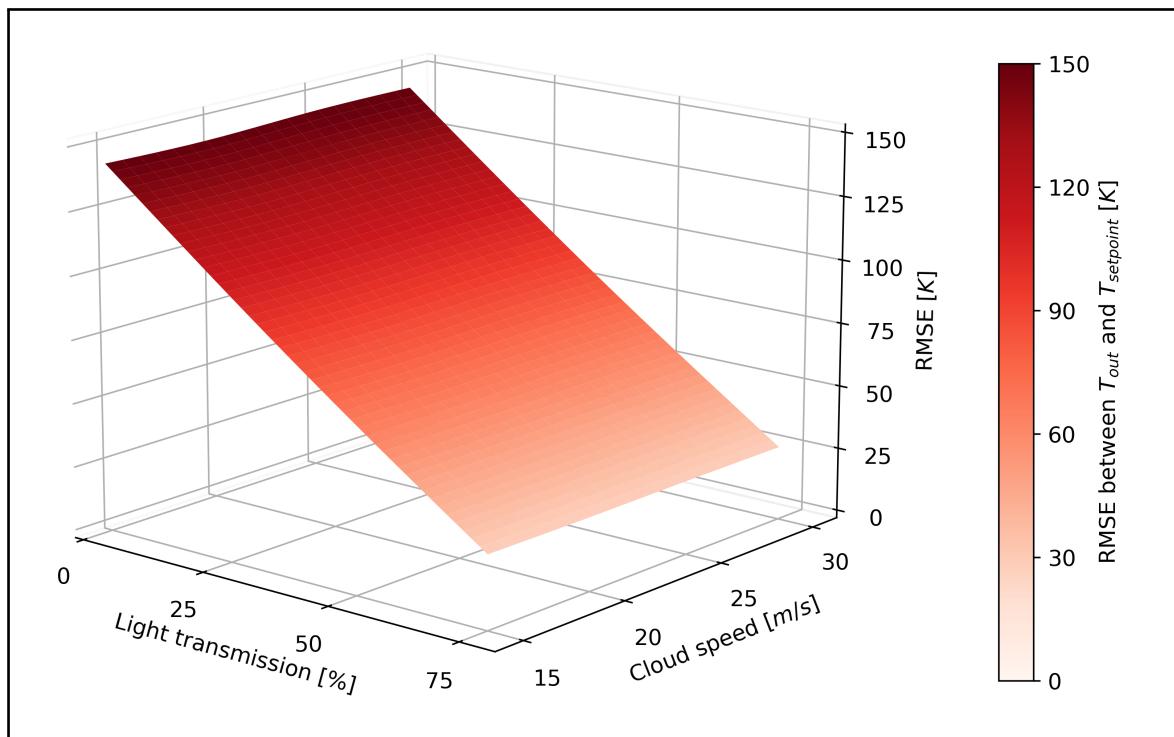


Abbildung 5.4: Analyse des RMSE der Temperaturabweichungen für das Cloud Standby Szenario bei unterschiedlichen Wolkenfällen

Aus Abbildung 5.4 wird außerdem ersichtlich, dass die Wolkengeschwindigkeit nur einen geringen Einfluss auf die Temperaturabweichung hat. Bei höheren Wolkengeschwindigkeiten sinkt die Einstrahlungsleistung dennoch schneller ab. Der größte Einfluss der Wolkengeschwindigkeit zeigt sich bei einer vollständigen Abschattung des Feldes, dort liegt der RMSE zwischen 140,8 K bis 142,1 K, schwankt also um 1,3 K. Bei einer Lichtdurchlässigkeit der Wolke von 75 % liegt die Schwankung nur bei 0,3 K.

Wie zu erwarten ist, überschreitet die Fronttemperatur des Receivers die zulässige Temperatur in keinem der simulierten Wolkenszenarien. Das ist darauf zurückzuführen, dass die Einstellungen für das Cloud Standby so gewählt werden, dass selbst bei maximaler Einstrahlung jegliche Limitierungen eingehalten werden. Damit handelt es sich um ein betriebssicheres Szenario bezüglich der Temperaturfestigkeit des Receivers, jedoch auf Kosten des Wirkungsgrades im Folgeprozess und zumeist auch der Exergiegewinnung wie in den Kapiteln 5.4 und 5.5.1 erläutert.

5.4 Regelung bei vollständiger Einstrahlungskenntnis

Bei abweichungsfreier Vorhersage der Einstrahlung über dem Heliostatenfeld ist die geringste Abweichung der Luftaustrittstemperatur gegenüber dem Referenzwert zu erwarten. Abbil-

dung 5.5 zeigt das Systemverhalten für das Wolkenszenario von 50 % Abschattung und eine Wolkengeschwindigkeit von 30 m s^{-1} bei vollständiger Kenntnis der Einstrahlung. Dies ist das identische Szenario wie in Abbildung 5.3 für das Cloud Standby Szenario.

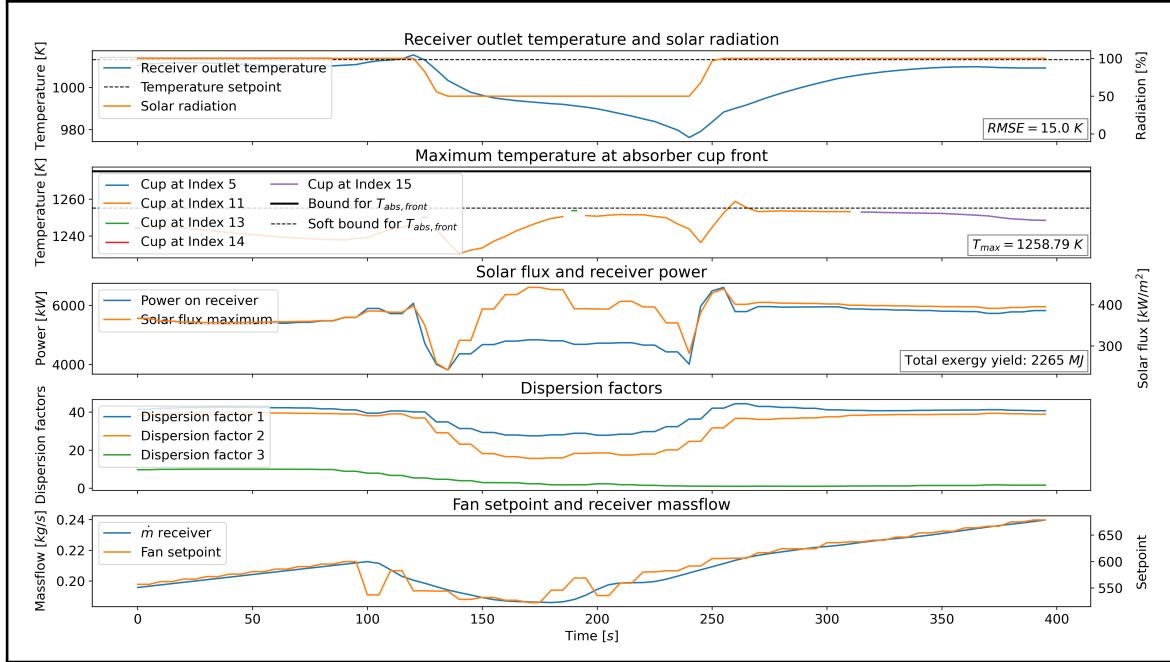


Abbildung 5.5: Exemplarischer Simulationsverlauf für den Normalbetrieb mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage bei Verschattung um 50 % und 30 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit

Es ist erkennbar, dass der Regler bereits vor Eintreten des Wolkeneinflusses prädiktiv die Heliostaten fokussiert (Absenken der Streufaktoren) und den Luftmassenstrom durch Senken des Einstellwertes verringert. Auf diese Weise sinkt die Luftaustrittstemperatur über die Dauer der Regelung weniger stark ab als im Referenzszenario; der RMSE beträgt nur 15,6 K anstatt 62,6 K im Cloud Standby. Auch nachdem die Wolke keinen Einfluss mehr auf das Feld nimmt, sind die Heliostaten im Vergleich zur Ausgangssituation weiterhin fokussiert, um die Temperaturen so schnellstmöglich wieder an den Nennlastpunkt anzupassen. Es ist erkennbar, dass zu diesem Zweck die in Kapitel 4.2.2 erwähnte weiche Limitierung der Fronttemperatur nach 260 s kurzzeitig überschritten wird, ohne die thermische Belastungsgrenze des Receivers zu gefährden.

Auch mit der Regelung ist der Einfluss der Wolkengeschwindigkeit auf die Temperaturabweichung sehr gering. Der größte Einfluss liegt bei einer Lichtdurchlässigkeit von 50 % vor, hier schwankt der RMSE aufgrund der Geschwindigkeit um 3,9 K zwischen 13,0 K und 16,9 K. Dies zeigt sich in Abbildung 5.6, in der der Einfluss der Regelung auf den RMSE über die verschiedenen Verschattungsintensitäten und Wolkengeschwindigkeiten zu sehen sind.

Weiterhin ist auffällig, dass die Abhängigkeit der Temperaturabweichung bezüglich der Verschattung nahezu quadratisch ist. Bei starker Verschattung steigt der RMSE wie auch im Referenzszenario auf über 100 K. Geringere Verschattungsintensitäten hingegen werden durch die Regelung besser kompensiert. Einen Vergleich der Regelung auf Basis abweichungsfreier

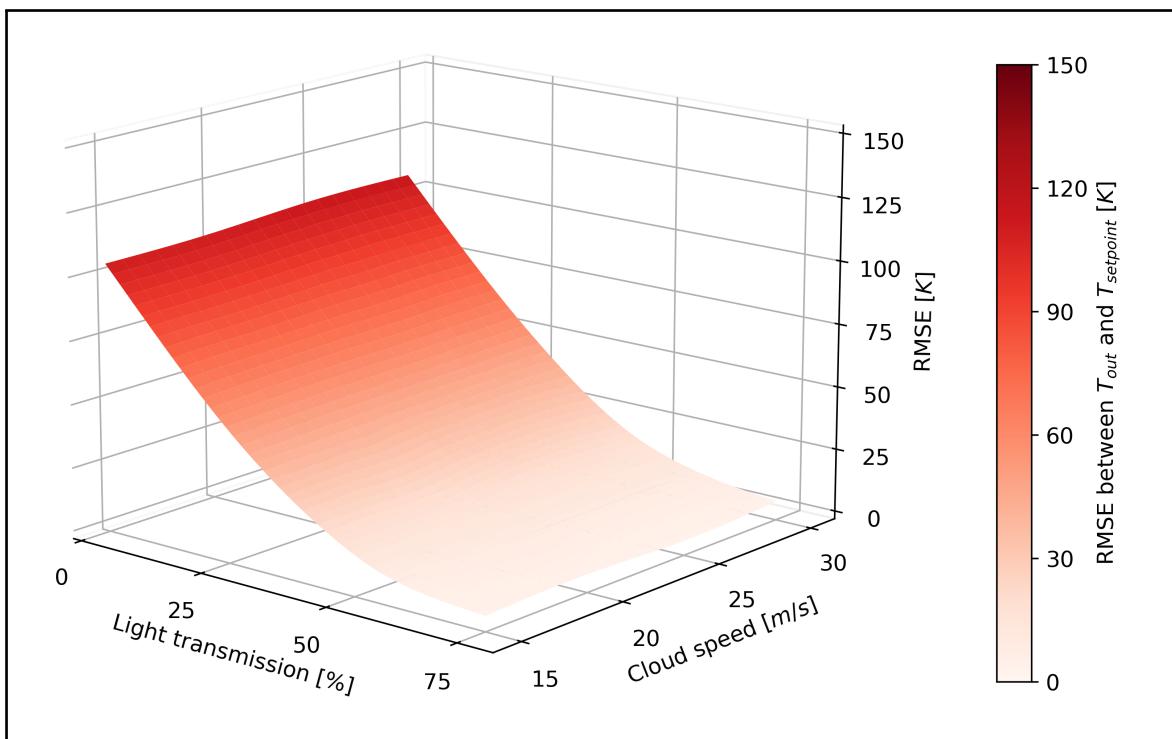


Abbildung 5.6: Analyse des RMSE der Temperaturabweichungen für die Regelung mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage bei unterschiedlichen Wolkenfällen

Einstrahlungsvorhersage mit dem Cloud Standby Referenzszenario zeigt nachfolgend Tabelle 5.1 durch die nähere RMSE-Betrachtung. Der Durchschnitt je Lichtdurchlässigkeit bezieht sich dabei auf die verschiedenen Wolkengeschwindigkeiten.

Tabelle 5.1: Vergleich des Cloud Standby Szenarios mit dem MPC (abweichungsfreie Einstrahlungsvorhersage)

RMSE Betrachtungsszenario	Cloud Standby (Referenzszenario)	MPC mit abweichungsfreier Vorhersage	Unterschiede (Bezug: Cloud Standby)
\emptyset bei 0 % Lichtdurchlässigkeit	141,6 K	104,8 K	-36,8 K, -26,0 %
\emptyset bei 25 % Lichtdurchlässigkeit	101,0 K	50,7 K	-50,3 K, -49,8 %
\emptyset bei 50 % Lichtdurchlässigkeit	62,4 K	14,6 K	-47,8 K, -76,6 %
\emptyset bei 75 % Lichtdurchlässigkeit	25,8 K	3,5 K	-22,3 K, -86,4 %

In Tabelle 5.1 wird deutlich, dass die Regelung für die Szenarien, in denen die Wolken das Heliostatenfeld nicht vollkommen verschatten, einen sehr großen Einfluss auf die Temperaturabweichung hat. Bezüglich dem Cloud Standby kann durch die Regelung der RMSE bei \emptyset 25 % Lichtdurchlässigkeit um 50,3 K verringert werden. Die größte prozentuale Veränderung

ergibt sich bei der geringsten betrachteten Abschattung mit 86,4 %.

Zum Vergleich des Referenzszenarios mit den Regelungsszenarien, ist ebenfalls der Exergieeintrag in den Solarturm relevant. Dieser ist neben der Austrittstemperatur der Luft auch vom Luftmassenstrom abhängig. Im Cloud Standby Szenario bleibt der Luftmassenstrom unverändert während er, wie in Abbildung 5.6 erkennbar ist, im Rahmen der Regelung bei Verschattung reduziert wird, da gemäß Kapitel 4.2.2 der Exergiestrom keine Optimierungsgröße der Regelung ist. Daher ist der Unterschied des Exergieeintrages in das System zwischen Referenzszenario und Regelung weniger signifikant als der RMSE der Luftaustrittstemperatur.

Für eine Verschattung von 25 % bei 30 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit ist die Steigerung des Exergieeintrages ins System durch den Regler mit 19,2 % von 2122 MJ (siehe Abbildung A.1 im Anhang) auf 2529 MJ (Abbildung A.2) am größten. Bei vollständiger Abschattung und ebenfalls 30 m s^{-1} Geschwindigkeit der Wolken ist die Regelung bezüglich der Exergie sogar 0,8 % weniger effizient (vgl. Abbildungen A.3 und A.4). Beim Vergleich von Abbildung 5.3 und 5.5 zeigt sich, dass für längere Abschattungsdauern eine Verstärkung der jeweiligen Effekte zu erwarten ist.

5.5 Regelung bei Ungenauigkeit des Nowcastings

In diesem Unterkapitel wird analysiert, welchen Einfluss ungenaue Einstrahlungsvorhersagen auf die Regelungsergebnisse haben. Zunächst wird die Regelung vorgestellt, für den Fall, dass das Nowcasting keinerlei Informationen über eine mögliche Verschattung in der Zukunft liefert. Anschließend wird herausgestellt, wie weit die Vorhersage des Nowcastings in Bezug auf die Wolkengeschwindigkeit und die Lichtdurchlässigkeit von der Realität abweichen darf, ohne dass die Betriebssicherheit des Receivers gefährdet wird.

5.5.1 Wolkenfreie Vorhersage

Aufgrund der Rückführung der Systemzustände als Messwerte (siehe Abbildung 4.3) wird sich auch ohne Kenntnis der zeitlichen Änderung der solaren Einstrahlung ein typisches Regelverhalten einstellen. Im Gegensatz zum Referenzszenario werden somit auch unter Wolkeneinfluss die Stellgrößen manipuliert. Jedoch ist keine prädiktive Regelung zu möglich, sodass im Vergleich zur Regelung bei vollständiger Einstrahlungskenntnis eine größere Abweichung der Luftaustrittstemperatur zu erwarten ist. Analog zu Abbildung 5.3 und 5.5 zeigt Abbildung 5.7 die Simulationsergebnisse für die Abschattung von 50 % und eine Wolkengeschwindigkeit von 30 m s^{-1} für eine wolkenfreie Vorhersage.

Es wird deutlich, dass die Leistung auf dem Receiver nach 120 s abnimmt. Erst danach fokussiert der Regler die Heliostaten und verringert den Luftmassenstrom. Wie im Vergleich zwischen Abbildung 5.5 und 5.7 auffällt, ist das Regelverhalten des MPC ohne Kenntnis der

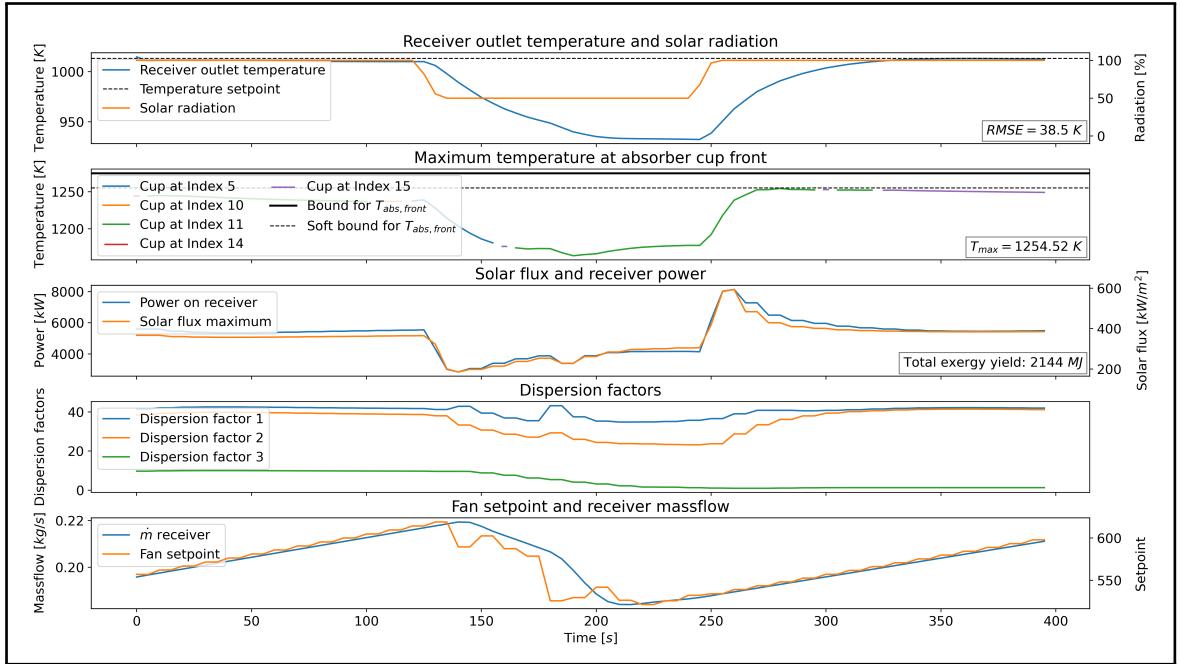


Abbildung 5.7: Exemplarischer Simulationsverlauf ohne Einstrahlungsvorhersage bei Verschattung um 50 % und 30 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit

solaren Einstrahlung weniger aggressiv, da keine Information zur Verfügung steht, warum die Receiverleistung abnimmt und welche Gegenmaßnahme diesbezüglich optimal ist. Ist der Einfluss der Wolke abgeklungen, nähert sich die Luftaustrittstemperatur der Zieltemperatur durch die Regelung schnell wieder an. Der daraus resultierende RMSE ist mit 38,5 K niedriger als für das Cloud Standby (62,6 K), liegt jedoch deutlich über dem der Regelung mit abweichungsfreier Vorhersage (15,6 K).

In Abbildung 5.8 ist der RMSE in Abhängigkeit der betrachteten Wolkengeschwindigkeiten und Lichtdurchlässigkeiten aufgetragen. Auch für dieses Regelungsszenario zeigt sich die geringe Abhängigkeit des RMSE von der Wolkengeschwindigkeit. Bei vollständiger Abschattung ist der Einfluss am größten und der Wert befindet sich bei 119,9 K bis 122,8 K, also einem Bereich von 2,9 K, für 75 % Lichtdurchlässigkeit tritt lediglich eine Änderung von 0,6 K auf.

Ähnlich wie in Abbildung 5.6 zeigt sich auch für die Regelung ohne Einstrahlungskenntnis ein nahezu quadratischer Zusammenhang zwischen RMSE und der Verschattung des Heliostatenfeldes. Dieser Zusammenhang ist jedoch flacher als bei vollständiger Einstrahlungskenntnis und auch durch diese Art der Regelung wird bei vollständiger Abschattung des Feldes für eine Dauer von 120 s ein $\text{RMSE} > 100 \text{ K}$ erreicht. Ein Vergleich der beiden vorgestellten Regelungen zeigt Tabelle 5.2.

Die Analyse der Tabelle 5.2 zeigt, dass die Regelung des Systems ohne Kenntnis der Einstrahlungsveränderung bezüglich der Temperaturabweichung deutlich schlechter ist, als die Regelung mit abweichungsfreier Vorhersage. Der größte relative Unterschied der Regelungen tritt bei einer Lichtdurchlässigkeit von 75 % auf: Der RMSE ist bei fehlerfreier Vorhersage

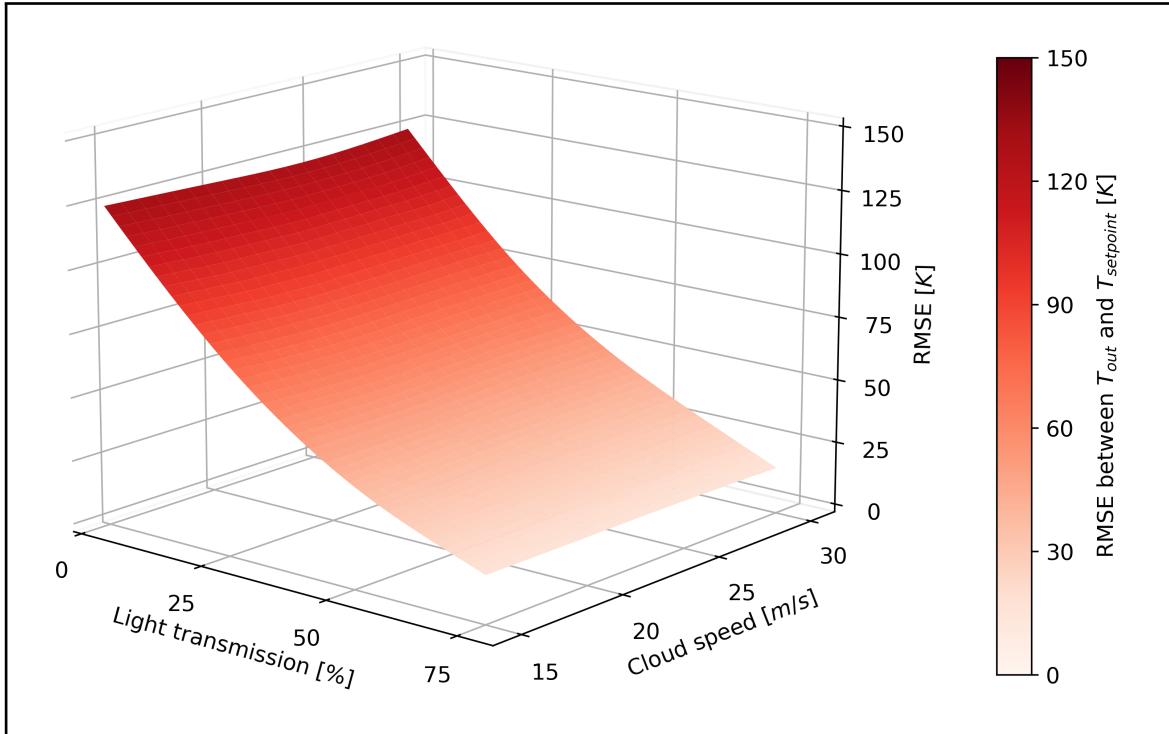


Abbildung 5.8: Analyse des RMSE der Temperaturabweichungen für die Regelung ohne Einstrahlungsvorhersage bei unterschiedlichen Wolkenfällen

Tabelle 5.2: Vergleich der Regelung mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage und der ohne Wolkenprädiktion

RMSE Betrachtungsszenario	MPC ohne Wolkenvorhersage	MPC mit abweichungsfreier Vorhersage	Unterschiede (Bezug: Ohne Vorhersage)
∅ bei 0 % Lichtdurchlässigkeit	121,6 K	104,8 K	-16,8 K, -13,8 %
∅ bei 25 % Lichtdurchlässigkeit	70,9 K	50,7 K	-20,2 K, -28,5 %
∅ bei 50 % Lichtdurchlässigkeit	37,6 K	14,6 K	-23,0 K, -61,2 %
∅ bei 75 % Lichtdurchlässigkeit	15,6 K	3,5 K	-12,1 K, -77,6 %

77,6 % geringer. Die größte absolute Verbesserung liegt bei einer Verschattung des Feldes von 50 % vor, hier ist der RMSE 23,0 K geringer als ohne Wolkenvorhersage.

Exergetisch ist der größte Unterschied dieser beiden Regelungsarten ebenfalls bei einer Lichtdurchlässigkeit von 75 % erkennbar. Für eine Wolkengeschwindigkeit von 20 m s^{-1} steigt die Exergieausbeute mit abweichungsfreier Vorhersage von 2196 MJ auf 2438 MJ um 11,0 % an (vgl. Abbildung A.5 und A.6). Für vollständige Verschattung und dieselbe Windgeschwindigkeit ergibt sich jedoch, dass die Regelung mit Nowcasting 8,4 % weniger Exergie an den

Folgeprozess liefert. Bei Vergleich der Abbildungen A.7 und A.8 wird deutlich, dass Ursache dafür die geringe Absenkung des Luftmassenstroms in der Regelung ohne Wolkenprädiktion ist.

Bezüglich der Temperaturabweichung als Indikator der Regelungsgüte ergibt sich die Überlegenheit der Regelung mit Wolkenprädiktion. Die exergetische Ausbeute ist für starke Abschattungen jedoch bei prädiktionsfreier Regelung höher, während für geringere Abschattungszenarien die Regelung auf Basis des Nowcastings höhere Exnergieerträge verspricht.

Tabelle 5.3 zeigt den Vergleich der RMSE-Unterschiede bei Regelung ohne Wolkenvorhersage und dem Cloud Standby Referenzszenario. Es ist erkennbar, dass auch die Regelung ohne Wolkenprädiktion für jede Verschattungsintensität geringere Temperaturabweichungen von der Nennlasttemperatur erreicht. Auffällig ist dabei auch in diesem Vergleich die hohe prozentuale Verbesserung bei niedriger Verschattungsintensität.

Tabelle 5.3: Vergleich der Regelung mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage und der ohne Wolkenprädiktion

RMSE Betrachtungsszenario	Cloud Standby (Referenzszenario)	MPC ohne Wolkenvorhersage	Unterschiede (Bezug: Cloud Standby)
∅ bei 0 % Lichtdurchlässigkeit	141,6 K	121,6 K	-20,0 K, -14,1 %
∅ bei 25 % Lichtdurchlässigkeit	101,0 K	70,9 K	-30,1 K, -29,8 %
∅ bei 50 % Lichtdurchlässigkeit	62,4 K	37,6 K	-24,8 K, -39,7 %
∅ bei 75 % Lichtdurchlässigkeit	25,8 K	15,6 K	-10,2 K, -39,5 %

Der exergetische Vergleich des Cloud Standby Szenarios mit der Regelung ohne Nowcasting zeigt, dass die Regelung für jedes der betrachteten Wolkenszenarien vorteilhaft ist. Die geringste Verbesserung ist bei 75 % Lichtdurchlässigkeit erkennbar. Bei 20 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit steigt der Exnergieertrag durch die Regelung um 3,4 % (Abbildungen A.5 und A.9), bei vollständiger Abschattung um bis zu 9,5 % (Abbildungen A.7 und A.10).

5.5.2 Vorhersagegenauigkeit der Wolkengeschwindigkeit

Wie erläutert sind die Schwankungen der Luftaustrittstemperatur in dem in Kapitel 5.4 vorgestellten Regelungsszenario mit vollständiger Kenntnis des solaren Einstrahlungsverlaufes für jede Verschattungsintensität am geringsten. In der Realität ist eine exakte, abweichungsfreie Vorhersage der Wolkengeschwindigkeit jedoch nicht immer möglich.

Eine fehlerhafte Vorhersage der zukünftigen Wolkenbedingungen kann im schlechtesten Fall zur Folge haben, dass zum Zeitpunkt hoher solarer Einstrahlung eine starke Fokussierung

der Zielpunkte vorliegt, sodass die Grenztemperatur des Receivers überschritten wird. Daher dient dieser Abschnitt der Analyse, wie exakt die Vorhersage des Nowcastings bezüglich der Wolkengeschwindigkeit sein muss, um die Betriebssicherheit des Kraftwerkes nicht zu gefährden. Weiterhin wird der Einfluss dieser fehlerhaften Vorhersagen auf den RMSE der Luftaustrittstemperatur untersucht.

Abbildung 5.9 zeigt Simulationen mit ungenauen Informationen des Nowcastings bezüglich der Wolkengeschwindigkeit bei einer Lichtdurchlässigkeit von 25 %, da hier die kritischsten Ergebnisse bezüglich der notwendigen Prädiktionsgenauigkeit auftreten. Ein grüner Punkt kennzeichnet die Regelungsszenarien, bei denen der Receiver unterhalb der Grenztemperatur bleibt, während ein rotes Kreuz zeigt, dass die thermische Belastung des Receivers überschritten wurde. Die Analyse der Simulationen mit den weiteren Abschattungsszenarien zeigen die Abbildungen A.11 bis A.13 im Anhang.

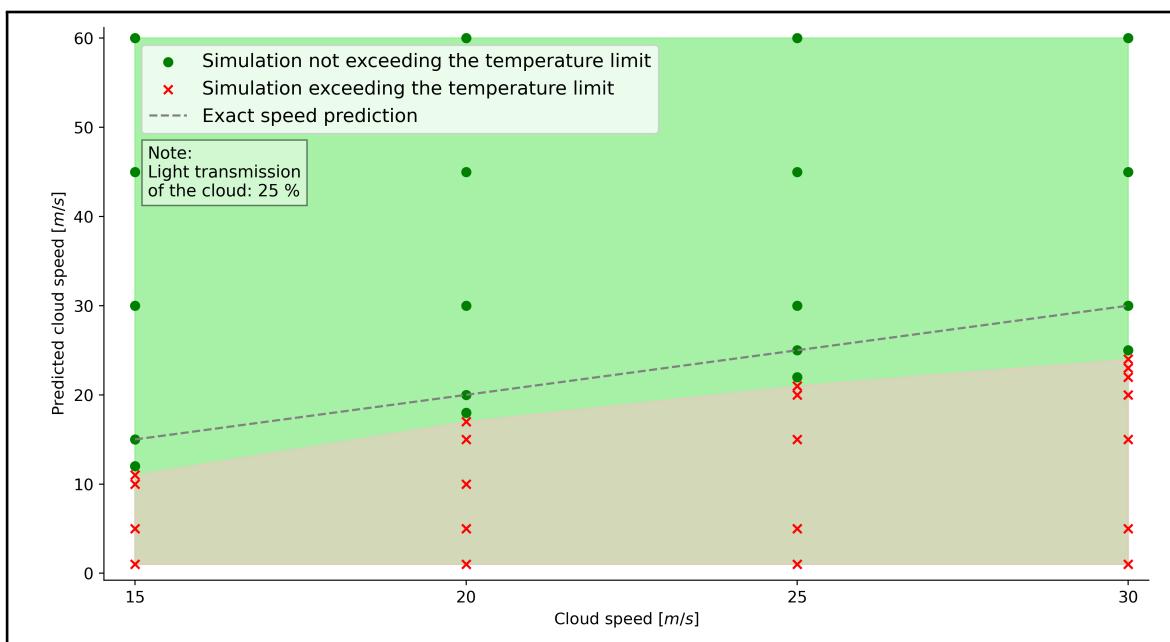


Abbildung 5.9: Analyse der erlaubten Abweichung in der Prädiktion der Wolkengeschwindigkeit für die Lichtdurchlässigkeit von 25 %

Es ist ersichtlich, dass für diese Abschattung eine präzise Vorhersage der Wolkengeschwindigkeit notwendig ist. Bei der Wolkengeschwindigkeit von 20 m s^{-1} darf die Vorhersage 18 m s^{-1} nicht unterschreiten. Dies entspricht einer maximal zulässigen Abweichung von 11 %. Jedoch zeigt Abbildung 5.9 auch, dass die vorhergesagte Wolkengeschwindigkeit die reale Geschwindigkeit durchaus überschreiten darf. Grund dafür ist, dass eine schnellere Einstrahlungszunahme am Ende der Verschattungsdauer erwartet wird, als sie eigentlich auftritt. Daher werden die Heliostaten schneller defokussiert und die maximale Fronttemperatur des Receivers wird nicht erreicht. Im Umkehrschluss werden die Heliostaten zu langsam defokussiert, wenn die Wolkengeschwindigkeit höher ist, als für die Regelung angenommen. Beim Vergleich der Abbildung 5.9 mit den Analysen der ungenauen Geschwindigkeitsprädiktion für andere Einstrahlungsintensitäten (Abbildung A.11 bis A.13) zeigt sich, dass die Vorhersage schnellerer

Wolken in keinem der betrachteten Szenarien bedenklich ist.

Die Analyse der Temperaturabweichungen für die verschiedenen Geschwindigkeitsprädiktio-
nen bei solarer Einstrahlung von 25 % zeigt Abbildung 5.10. Es ist ersichtlich, dass der RMSE
zumeist geringer ist, je präziser die Wolkengeschwindigkeit vorhergesagt wurde. Allerdings ist
die Abweichung der Luftaustrittstemperatur für schneller vorhergesagte Wolken nur gering,
wie an den erfolgreichen Simulationen zu erkennen ist. Für die Wolkengeschwindigkeit von
 25 m s^{-1} ist sogar zu sehen, dass bessere Ergebnisse bei schnellerer Wolkenvorhersage auf-
treten können. Dies ist auf mangelnde Konvergenz im Optimierungsprozess zurückzuführen,
wenn 100 Iterationen überschritten werden (vgl. Kapitel 5.1).

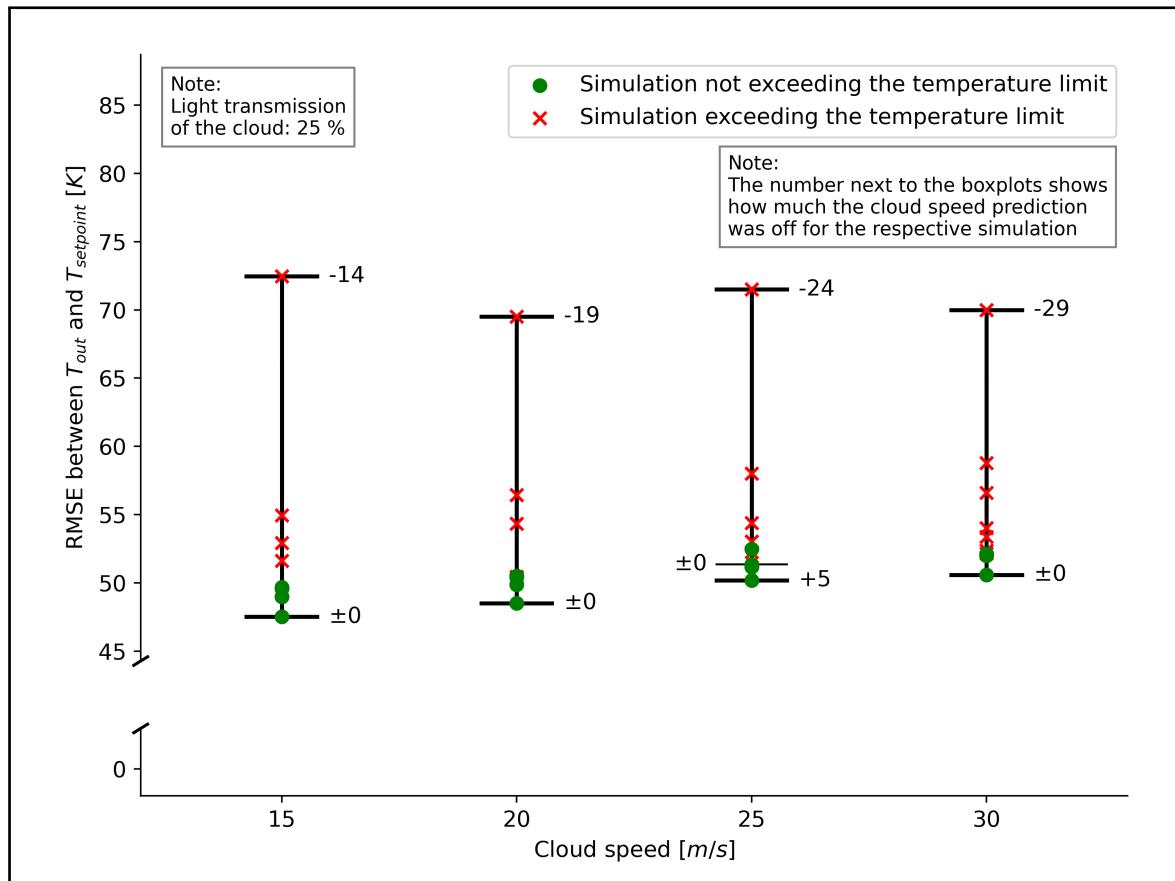


Abbildung 5.10: Analyse des RMSE für unterschiedliche Prädiktions der Wolkengeschwindigkeiten für eine Lichtdurchlässigkeit der Wolke von 25 %

Die Auswertungen des RMSE für die weiteren Verschattungsintensitäten (Abbildung A.14 bis A.16) zeigen ebenfalls, dass die Vorhersage leicht höherer Wolkengeschwindigkeiten auch bezüglich des RMSE unproblematisch ist. Daher lässt sich schlussfolgern, dass die Prädiktion der Wolkengeschwindigkeit durch das Nowcasting eine Abweichung von -11% nicht unterschreiten darf. Schnellere Wolkenvorhersagen resultieren ebenfalls in betriebssicheren Ergebnissen und nur geringfügig höherer Temperaturabweichung.

5.5.3 Vorhersagegenauigkeit der Lichtdurchlässigkeit der Wolken

Analog zur Wolkengeschwindigkeit in Abschnitt 5.5.2 ist auch die fehlerfreie Vorhersage der Verschattungsintensität der Wolken nicht immer möglich. Diese Prädiktionsabweichungen können dazu führen, dass eine starke Fokussierung der Heliostaten geschieht, als es die reale solare Einstrahlung erfordert. Im schlechtesten Fall kann dies ebenfalls dazu führen, dass die thermischen Belastungsgrenzen des Receivers überschritten werden. Nachfolgend wird der Einfluss fehlerhaft vorhergesagter Verschattungsintensitäten auf die Sicherheit des Receivers untersucht, sowie der RMSE der Temperaturabweichung für diese Simulationsszenarien.

In Abbildung 5.11 ist dargestellt, wie gut die Verschattungsvorhersage bei der maximalen betrachteten Wolkengeschwindigkeit von 30 m s^{-1} sein muss, damit die Grenztemperatur des Receivers eingehalten wird. Es zeigt sich, dass bei einer Verschattung von 50 % eine besonders präzise Vorhersage der Abschattung erforderlich ist. Wie in Kapitel 5.4 aufgezeigt, ist dies der Bereich, in dem die Regelung durch Fokussierung der Heliostaten besonders effizient gegenüber dem Cloud Standby ist. Der Verschattung des Heliostatenfeldes kann durch Konzentration der Zielpunkte weitestgehend entgegengewirkt werden. Ist die Vorhersage der Abschattung jedoch mehr als 5 % zu gering, kann dies zu einer Überschreitung der Grenztemperatur führen.

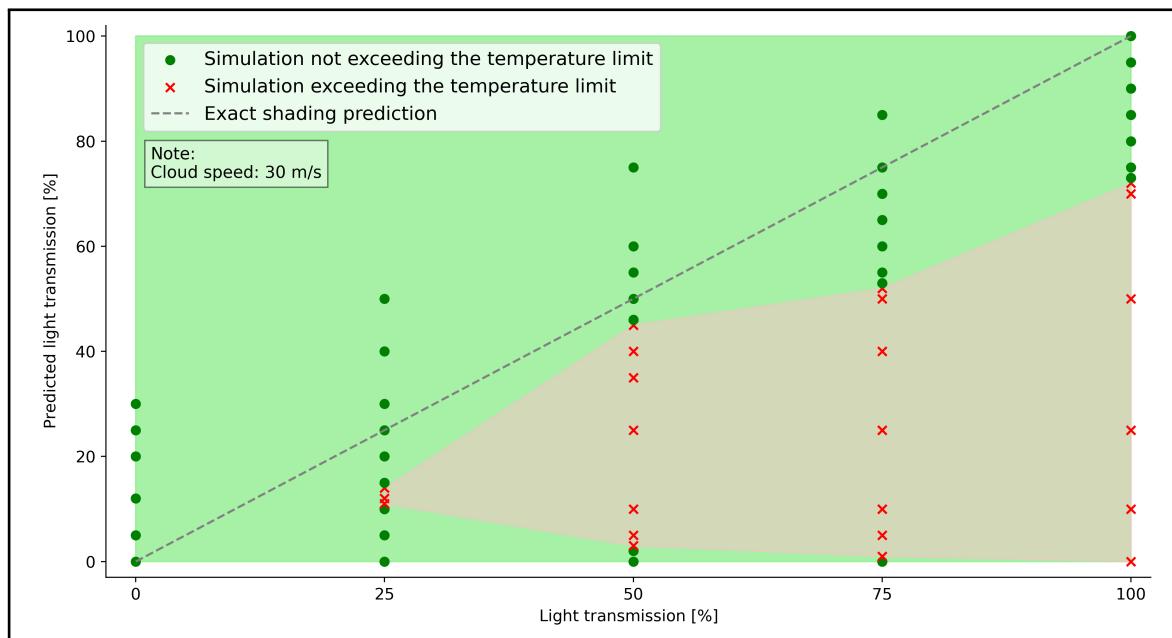


Abbildung 5.11: Analyse der erlaubten Abweichung in der Prädiktion der Lichtdurchlässigkeit für die Lichtdurchlässigkeit von 30 m s^{-1}

Grund dafür, dass besonders schlechte Prädiktionen für die Lichtdurchlässigkeit von 25 % bis 75 % zu Simulationen führen, bei denen die Grenztemperatur nicht überschritten wird, ist die fehlende Konvergenz in der Optimierung (vgl. Abschnitt 5.1). Abbildung 5.12 zeigt für die Lichtdurchlässigkeit von 75 %, dass bei 50 % vorhergesagter Abschattung die Grenztemperatur des Receivers überschritten wird. Es ist erkennbar, dass der Regler mit einer geringeren

Abschattung rechnet und die Heliostaten zu stark fokussiert. Bei einer vorhergesagten Abschattung von 0 % konvergiert die Optimierung nicht, sodass kaum Regelungsverhalten zu erkennen ist und die Grenztemperatur nicht überschritten wird (vgl. Abbildung A.17).

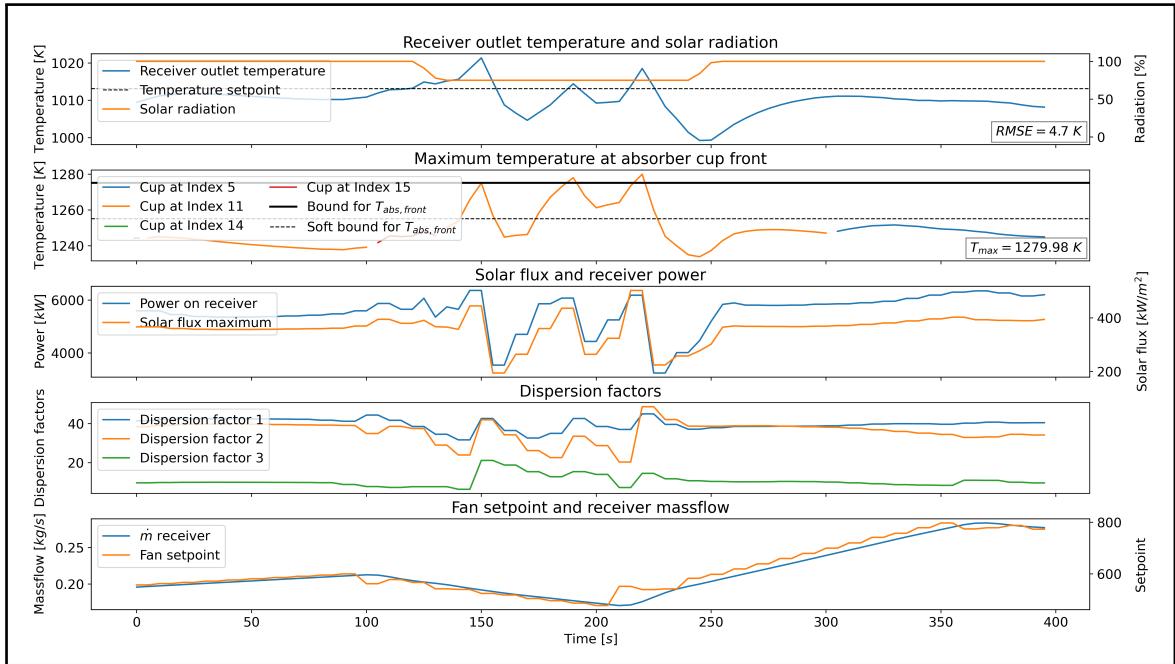


Abbildung 5.12: Simulationsverlauf mit Wolkengeschwindigkeit 30 m s^{-1} von Lichtdurchlässigkeit von 75 % bei Vorhersage von 50 %

Bei Analyse des RMSE Verlaufes über die verschiedenen Abschattungen in Abbildung 5.13 zeigt sich der in Kapitel 5.4 festgestellte, nahezu quadratische Zusammenhang zwischen Temperaturabweichung und Lichtdurchlässigkeit. Es ist erkennbar, dass der RMSE bei starker Abschattung unabhängig von der Güte der Vorhersage über 100 K liegt. Für andere Verschattungsszenarien ist die Temperaturabweichung geringer, wenn eine geringfügig schwächere Lichtdurchlässigkeit der Wolken prognostiziert wird, was Folge der unterschiedlichen optischen Modelle in der Modellbildung (vgl. Kapitel 3.2) sein könnte.

Es zeigt sich, dass die Prädiktion des Nowcastings bezüglich der Lichtdurchlässigkeit der Wolken eine Genauigkeit von 5 % besitzen sollte. Vorhersagen einer weniger starken Abschattung sind jedoch, analog zu der Vorhersage schnellerer Wolkengeschwindigkeiten, unproblematisch.

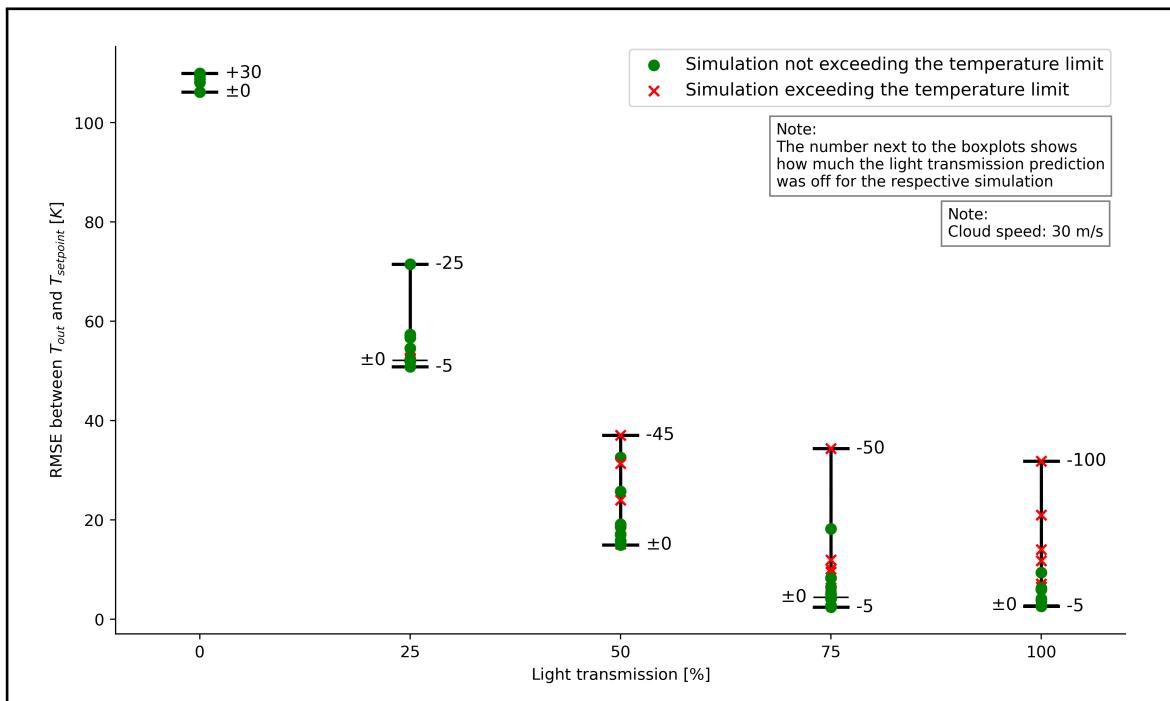


Abbildung 5.13: Analyse des RMSE für unterschiedliche Prädiktionen der Verschattung für eine Wolkengeschwindigkeit von 30 m s^{-1}

6 Zusammenfassung und Fazit

Hier soll nochmal ganz klar die Zielsetzung beantwortet werden und es darf keine Frage offen bleiben. Sehr wichtig, gerade für Kim.

7 Weitere Forschung / Further Works

Mindestens hier muss auf weitere Forschung zu diesem Thema eingegangen werden:

- Robuste Regelung
- Weitere Testszenarien
- Verbesserter Solver oder direkt anderer Ansatz (immer nur eine Iteration, wie heißt der Fachbegriff? So sollte Acados ja funktionieren.) Oder eine Art JIT Modus?
- Implementierung am Turm

Literaturverzeichnis

- [1] DEUTSCHES ZENTRUM FÜR LUFT-UND RAUMFAHRT (DLR); Die Jülicher Solartürme: Testanlage für kommerzielle solarthermische Kraftwerke und für die Entwicklung solarer Brennstoffe; [Online] verfügbar unter: https://www.dlr.de/sf/desktopdefault.aspx/tabcid-8560/15527_read-44867/, Zugriff am 06.04.2023 um 14:08 Uhr.
- [2] BORIS BELHOMME; Bewertung und Optimierung von Zielpunktstrategien für solare Turmkraftwerke; RWTH Aachen; dissertation [2011]; ISBN 978-3-8440-0259-1
- [3] DAVID ZANGER; Development of control strategies for heliostat aiming in solar power tower plants; RWTH Aachen; masterarbeit [2020]; [Online] verfügbar unter: <https://elib.dlr.de/137629/>, Zugriff am 06.04.2023 um 14:45 Uhr.
- [4] SCOTT A. JONES ET AL.; Heliostat Cost Reduction Study; Sandia National Laboratorie [2007]; [Online] verfügbar unter: https://www.researchgate.net/publication/255017439_Heliostat_Cost_Reduction_Study; DOI: 10.2172/912923
- [5] JAN GALL; Betriebsführung und -optimierung eines solarthermischen Turmkraftwerks; RWTH Aachen; dissertation [2012]
- [6] MANUEL A. SILVA ET AL.; PS10, construction of a 11MW solar thermal tower plant in seville, spain; Universidad de Sevilla [2006]; [Online] verfügbar unter: https://www.researchgate.net/profile/Manuel-Silva-22/publication/257128243_PS10_CONSTRUCTION_OF_A_11MW_SOLAR_THERMAL_TOWER_PLANT_IN_SEVILLE_SPAIN/links/00b7d5245b98dac9eb000000/PS10-CONSTRUCTION-OF-A-11MW-SOLAR-THERMAL-TOWER-PLANT-IN-SEVILLE-SPAIN.pdf?origin=publication_detail, Zugriff am 23.05.2023 um 09:12 Uhr.
- [7] ROBERT MARTIN FLESCH; Windeinfluss auf Cavity-Receiver für solare Turmkraftwerke; RWTH Aachen; dissertation [2016]; [Online] verfügbar unter: <https://core.ac.uk/download/pdf/77230689.pdf>, Zugriff am 12.05.2023 um 11:14 Uhr.
- [8] DAVID BARLEV ET AL.; Innovation in concentrated solar power [2011]; DOI: 10.1016/j.solmat.2011.05.020.
- [9] CLIFFORD K. HO; Advances in central receivers for concentrating solar applications; Sandia National Laboratories [2017]; [Online] verfügbar unter: <https://www.osti.gov/pages/servlets/purl/1365805>; DOI: 10.1016/j.solener.2017.03.048

- [10] ALBERTO SÁNCHEZ-GONZÁLEZ ET AL.; Allowable solar flux densities for molten-salt receivers: Input to the aiming strategy [2020]; DOI: 10.1016/j.rineng.2019.100074.
- [11] LORIN L. VANT-HULL; The Role of Allowable Flux Density in the Design and Operation of Molten-Salt Solar Central Receivers [2002]; DOI: 10.1115/1.1464124
- [12] R. J. HOLL; Definition of two small central receiver systems [1978]; [Online] verfügbar unter: https://www.researchgate.net/publication/236562393_Definition_of_two_small_central_receiver_systems, Zugriff am 06.04.2023 um 17:25 Uhr.
- [13] XIUDONG WEI ET AL.; A new code for the design and analysis of the heliostat field layout for power tower system [2010]; DOI: 10.1016/j.solener.2010.01.020
- [14] PASCAL RICHTER ET AL.; Optimization of robust aiming strategies in solar tower power plants [2018]; DOI: 10.1063/1.5117557
- [15] FRANK BIGGS ET AL.; The helios model for the optical behavior of reflecting solar concentrators [1979]; DOI: 10.2172/6273705
- [16] DEUTSCHER WETTERDIENST; Nowcasting-Verfahren; [Online] verfügbar unter: https://www.dwd.de/DE/forschung/wettervorhersage/met_fachverfahren/nowcasting/nowcasting_node.html, Zugriff am 06.04.2023 um 17:37 Uhr.
- [17] DEUTSCHER WETTERDIENST; Bodenmessnetz; [Online] verfügbar unter: https://www.dwd.de/DE/derdwd/messnetz/bodenbeobachtung/_functions/Teasergroup/bodenmessnetz.html?nn=452720, Zugriff am 23.04.2023 um 14:19 Uhr.
- [18] DEUTSCHER WETTERDIENST; Zellerkennung und -Prognose (CellMOS); [Online] verfügbar unter: https://www.dwd.de/DE/forschung/wettervorhersage/met_fachverfahren/nowcasting/cellmos_verfahren_node.html, Zugriff am 06.04.2023 um 17:37 Uhr.
- [19] DEUTSCHES ZENTRUM FÜR LUFT-UND RAUMFAHRT; Nowcasting - Kurzfristvorhersagen der ortsaufgelösten Solarstrahlung; [Online] verfügbar unter: https://www.dlr.de/sf/desktopdefault.aspx/tabcid-10946/19311_read-44861/, Zugriff am 06.04.2023 um 17:44 Uhr.
- [20] QUESADA-RUIZ ET AL.; Cloud-tracking methodology for intra-hour DNI forecasting [2014]; [Online] verfügbar unter: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0038092X14000486?via%3Dihub>, Zugriff am 06.04.2023 um 17:41 Uhr.
- [21] REMEMBER SAMU ET AL.; Solar Irradiance Nowcasting System Trial and Evaluation for Islanded Microgrid Control Purposes [2022]; [Online] verfügbar unter: https://elib.dlr.de/188116/1/202208_SolarIrradianceNowcastingSystemTrialAndEvaluationForIslandMicrogridControlPurposes_Samu.pdf, Zugriff am 06.04.2023 um 17:48 Uhr.; DOI: 10.3390/en15176100

- [22] S. SAYEEF ET AL.; Very short-term solar forecasting using inexpensive fisheye camera sky-imagery [2014]; [Online] verfügbar unter: <https://www.researchgate.net/publication/262640112>, Zugriff am 21.04.2023 um 18:37 Uhr.
- [23] B. NOURI ET AL.; Determination of cloud transmittance for all sky imager based solar nowcasting [2019]; DOI: 10.1016/j.solener.2019.02.004
- [24] JAN LUNZE; Regelungstechnik 1; Springer Vieweg, Berlin; 11. Auflage [2016]; ISBN 978-3-662-52677-4; DOI: 10.1007/978-3-662-52678-1
- [25] BASIL KOUVARITAKIS ET AL.; Model Predictive Control; Springer [2016]; ISBN 978-3-319-24851-6; DOI: 10.1007/978-3-319-24853-0
- [26] MAX SCHWENZER ET AL.; Review on model predictive control: an engineering perspective; The International Journal of Advanced Manufacturing Technology [2021]; DOI: 10.1007/s00170-021-07682-3
- [27] J. RICHALET ET AL.; Model predictive heuristic control: Applications to industrial processes [1978]; DOI: 10.1016/0005-1098(78)90001-8
- [28] SERGIO LUCIA ET AL.; Orthogonal collocation on finite elements [2021]; [Online] verfügbar unter: https://www.do-mpc.com/en/latest/theory_orthogonal_collocation.html#secorthogonalpoly%20UND%20https://www.do-mpc.com/en/latest/getting-started.html, Zugriff am 06.04.2023 um 18:09 Uhr.
- [29] PAUL J. ENRIGHT; Optimal Finite-Thrust Spacecraft Trajectories Using Collocation and Nonlinear Programming; University of Illinois at Urbana-Champaign [1991]; DOI: 10.2514/3.20739
- [30] J. BAUSA; Dynamic Optimization of Startup and Load-Increasing Processes in Power Plants—Part I: Method; Technical University of Berlin [2001]; DOI: 10.1115/1.1286728
- [31] M. CIZNIAR ET AL.; A MATLAB package for orthogonal collocations on finite elements in dynamic optimisation [2005]; [Online] verfügbar unter: <https://www.uiam.sk/~fikar/research/dynopt/fik05oc.pdf>, Zugriff am 19.04.2023 um 11:42 Uhr.
- [32] GEOFFREY T. HUNTINGTON; Advancement and Analysis of a Gauss Pseudospectral Transcription for Optimal Control Problems; dissertation [2007]; [Online] verfügbar unter: <https://www.researchgate.net/publication/38002446>, Zugriff am 19.04.2023 um 13:36 Uhr.
- [33] MORITZ DIEHL ET AL.; Design, implementation and simulation of an MPC algorithm for switched nonlinear systems under combinatorial constraints [2019]; DOI: 10.1016/j.jprocont.2019.05.016
- [34] JAMES B. RAWLINGS; Tutorial overview of model predictive control; Institute of Electrical and Electronics Engineers [2000]; DOI: 10.1109/37.845037

- [35] KEVIN IDING ET AL.; A Real-Time Capable Simulation of Open Volumetric Receiver Surface Temperatures with Spatially High Resolution [2023]
- [36] JESÚS GARCÍA ET AL.; Multivariable Closed Control Loop Methodology for Heliostat Aiming Manipulation in Solar Central Receiver Systems [2018]; DOI: 10.1115/1.4039255
- [37] LAURIN OBERKIRSCH; Aim Point Management System for Solar Power Towers; dissertation [2022]
- [38] DANIEL MALDONADO ET AL.; Hybridization of Aim Point Optimization Methods for Solar Tower Power Plants [2018]; DOI: 10.11128/arep.55.a55230
- [39] DANIEL MALDONADO ET AL.; Evaluation of aim point optimization methods [2018]; DOI: 10.1063/1.5067061
- [40] N. CRUZ ET AL.; On Achieving a Desired Flux Distribution on the Receiver of a Solar Power Tower Plant [2016]; [Online] verfügbar unter: https://www.researchgate.net/publication/307931964_On_Achieving_a_Desired_Flux_Distribution_on_the_Receiver_of_a_Solar_Power_Plant, Zugriff am 06.04.2023 um 18:28 Uhr.
- [41] LORIN L. VANT-HULL ET AL.; Real-Time Computational and Control of Solar Flux Density on a Central Receiver (Solar Two) (Preheat) [1996]; ISBN 0791817652; [Online] verfügbar unter: <https://www.tib.eu/de/suchen/id/BLCP%3ACN015836374>, Zugriff am 06.04.2023 um 18:19 Uhr.
- [42] LORIN L. VANT-HULL ET AL.; Real-Time Computational and Control of Solar Flux Density on a Central Receiver (Solar Two) (Protection Against Excess Flux Density) [1996]; ISBN 0895531682; [Online] verfügbar unter: <https://www.tib.eu/de/suchen/id/BLCP%3ACN017157193>, Zugriff am 06.04.2023 um 18:19 Uhr.
- [43] JESÚS GARCÍA ET AL.; Heat Flux Distribution Over a Solar Central Receiver Using an Aiming Strategy Based on a Conventional Closed Control Loop [2017]; ISBN 978-0-7918-5759-5.; DOI: 10.1115/ES2017-3615
- [44] STATITA GMBH; Die beliebtesten Programmiersprachen weltweit laut PYPL-Index im März 2023 [2023]; [Online] verfügbar unter: <https://de.statista.com/statistik/daten/studie/678732/umfrage/beliebteste-programmiersprachen-weltweit-laut-pypl-index/>, Zugriff am 06.04.2023 um 18:39 Uhr.
- [45] PYTHON SOFTWARE FOUNDATION (PSF); python a programming language changes the world [2014]; [Online] verfügbar unter: https://brochure.getpython.info/media/releases/psf-python-brochure-vol.-i-final-download.pdf/at_download/file, Zugriff am 06.04.2023 um 18:40 Uhr.
- [46] JOEL ANDERSSON ET AL.; CasADi Documentation [2023]; [Online] verfügbar unter: https://github.com/casadi/casadi/releases/download/3.6.0/casadi-users_guide-v3.6.0.pdf, Zugriff am 06.04.2023 um 18:42 Uhr.

- [47] SERGIO LUCIA ET AL.; Model predictive control python toolbox [2020]; [Online] verfügbar unter: <https://www.do-mpc.com/en/v4.1.1/>, Zugriff am 06.04.2023 um 18:09 Uhr.
- [48] PROF. DR. E. MÜLLER; Skriptum zur Vorlesung Regelungstechnik; Hochschule München [2020]; [Online] verfügbar unter: https://www.e-technik-software.de/get_file.php?id=34203372&vnr=261537, Zugriff am 28.04.2023 um 13:35 Uhr.
- [49] KRAFTANLAGEN MÜNCHEN GMBH; Betriebstechnische Dokumentation Solarreceiver; betriebshandbuch - extern [2009]
- [50] F. GAUSCH ET AL.; Digitale Regelkreise; Oldenbourg Wissenschaftsverlag, Graz; 1. Auflage [1991]; ISBN 978-3486218367
- [51] KENNETH B. HOWELL; Ordinary Differential Equations An Introduction to the Fundamentals; Springer Vieweg, Boca Raton; 1. Auflage [2015]; ISBN 978-0429466090; DOI: 10.1201/9780429466090
- [52] SERGE ZACHER ET AL.; Regelungstechnik für Ingenieure; Springer Vieweg, Wiesbaden; 15. Auflage [2017]; ISBN 978-3-658-17631-0; DOI: 10.1007/978-3-658-17632-7
- [53] PROF. ALBERTO BEMPORAD; How to Design Model Predictive Controllers with MATLAB; MathWorks, Lucca [2017]; [Online] verfügbar unter: https://www.mathworks.com/videos/how-to-design-model-predictive-controllers-1494253496907.html?s_eid=PSM_15028, Zugriff am 14.05.2023 um 12:34 Uhr.
- [54] MORITZ DIEHL ET AL.; Numerical Optimal Control; Freiburg; draft [2022]; [Online] verfügbar unter: <https://www.syscop.de/files/2020ss/NOC/book-NOCSE.pdf>, Zugriff am 15.05.2023 um 12:34 Uhr.
- [55] SIGURD SKOGESTAD ET AL.; Multivariable feedback control, Analysis and design; Wiley [2005]; ISBN 978-0-470-01167-6
- [56] TOBIAS HIRSCH; Dynamische Systemsimulation und Auslegung des Abscheidesystems für die solare Direktverdampfung in Parabolrinnenkollektoren; Universität Stuttgart; dissertation [2005]; ISBN 3-18-353506-8
- [57] ALEXIS B. ZAVOICO; Solar Power Tower - Design Basis Document; Sandia National Laboratorie, San Francisco [2001]; [Online] verfügbar unter: https://digital.library.unt.edu/ark:/67531/metadc723553/m2/1/high_res_d/786629.pdf, Zugriff am 24.05.2023 um 13:28 Uhr.

A Anhang

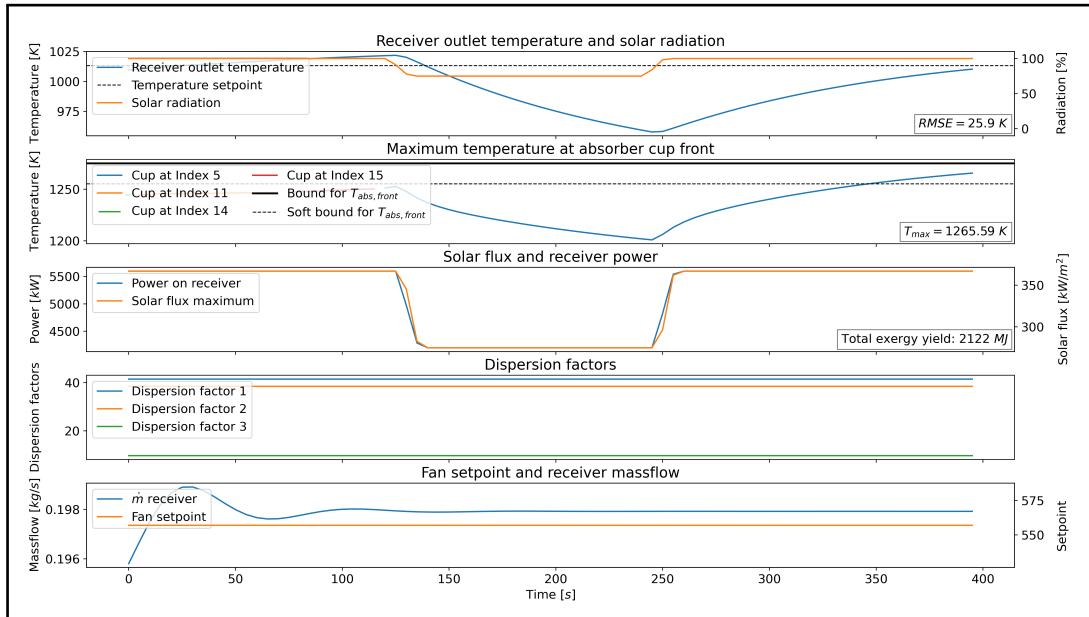


Abbildung A.1: Simulationsverlauf für das Cloud Standby Referenzszenario bei Verschattung um 25 % und 30 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit

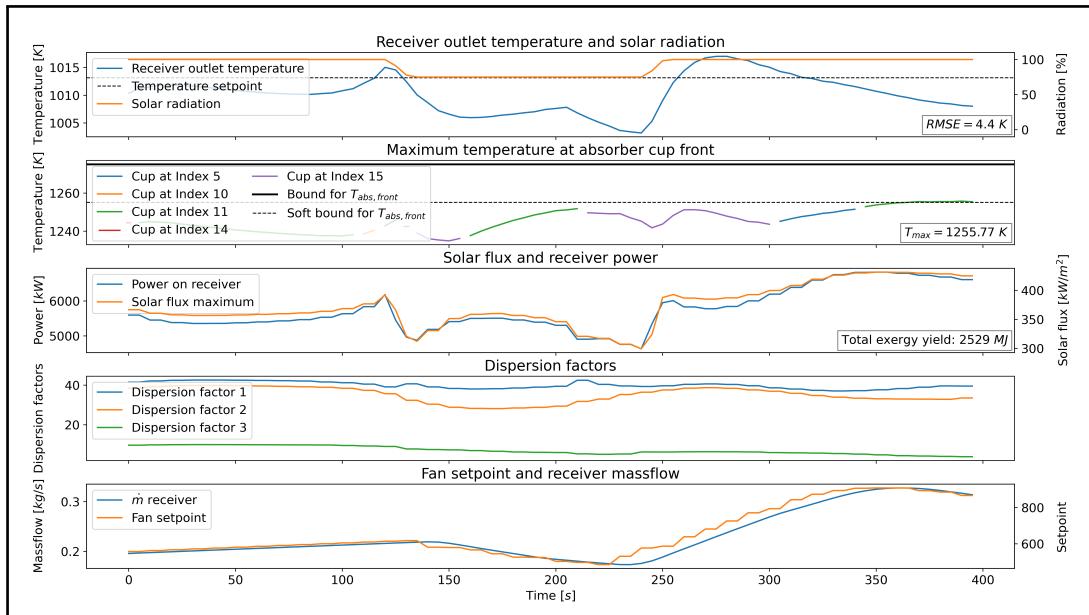


Abbildung A.2: Simulationsverlauf für den Betrieb mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage bei Verschattung um 25 % und 30 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit

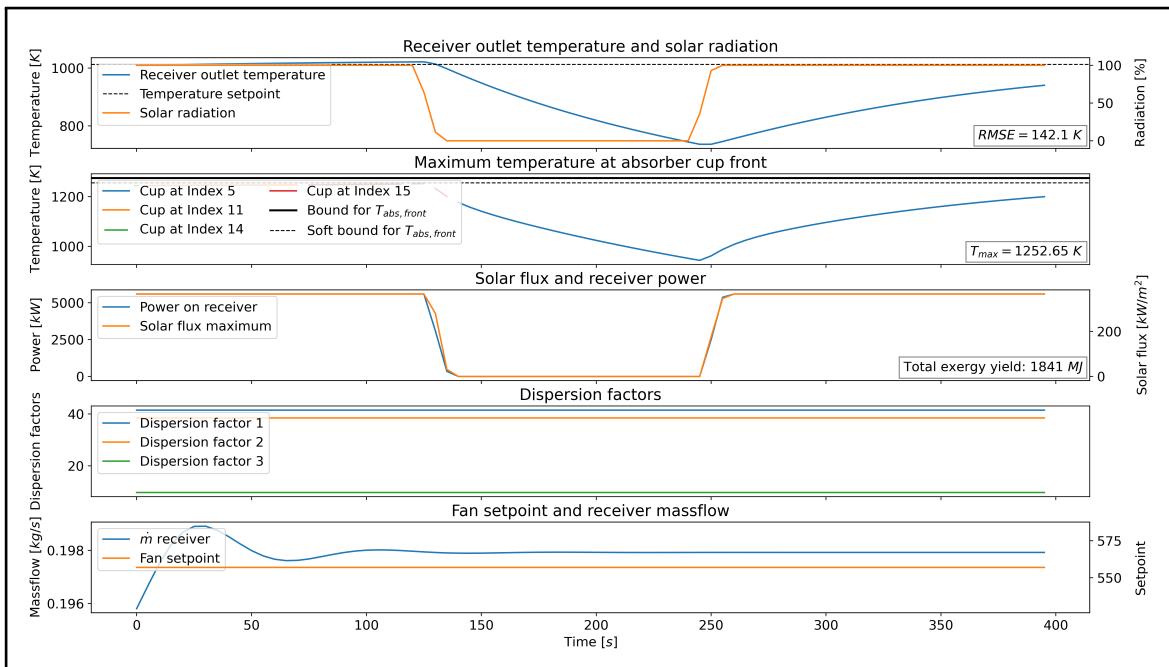


Abbildung A.3: Simulationsverlauf für das Cloud Standby Referenzszenario bei Verschattung um 100 % und 30 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit

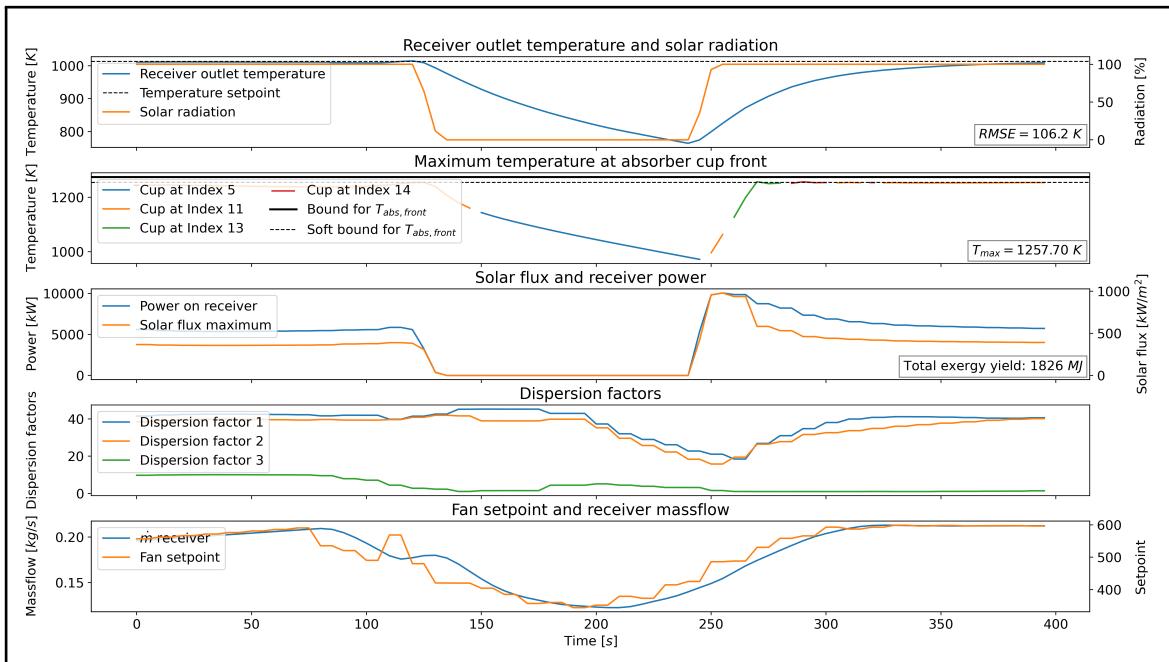


Abbildung A.4: Simulationsverlauf für den Betrieb mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage bei Verschattung um 100 % und 30 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit

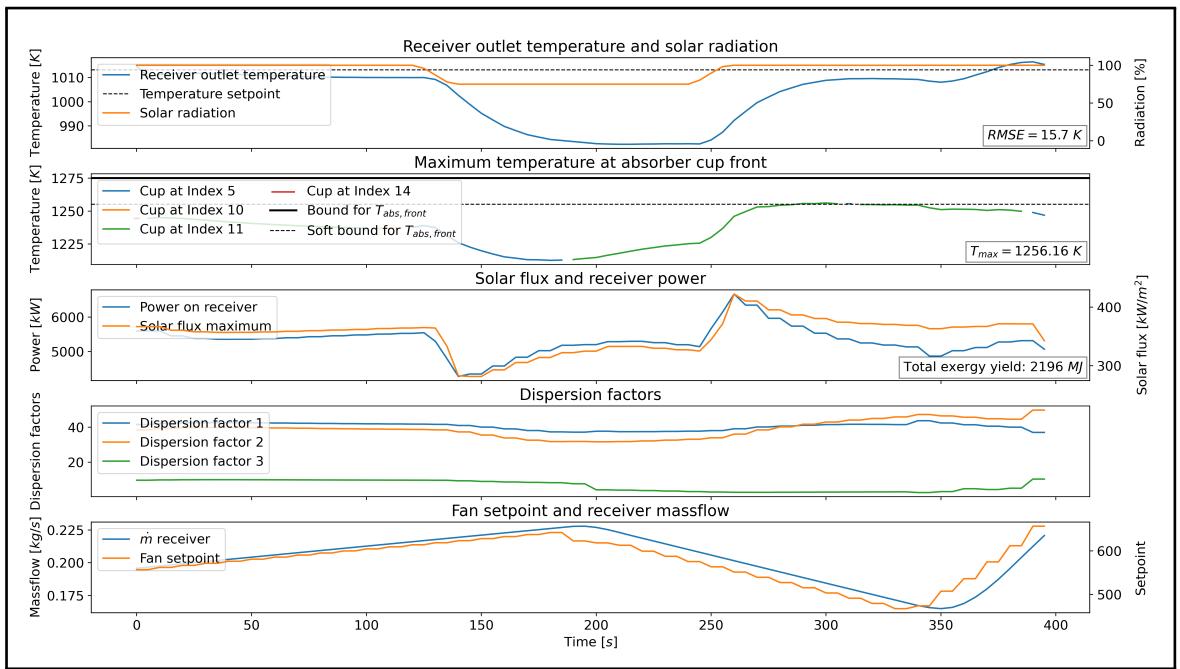


Abbildung A.5: Simulationsverlauf für den Betrieb ohne Einstrahlungsvorhersage bei Lichtdurchlässigkeit der Wolke von 75 % und 20 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit

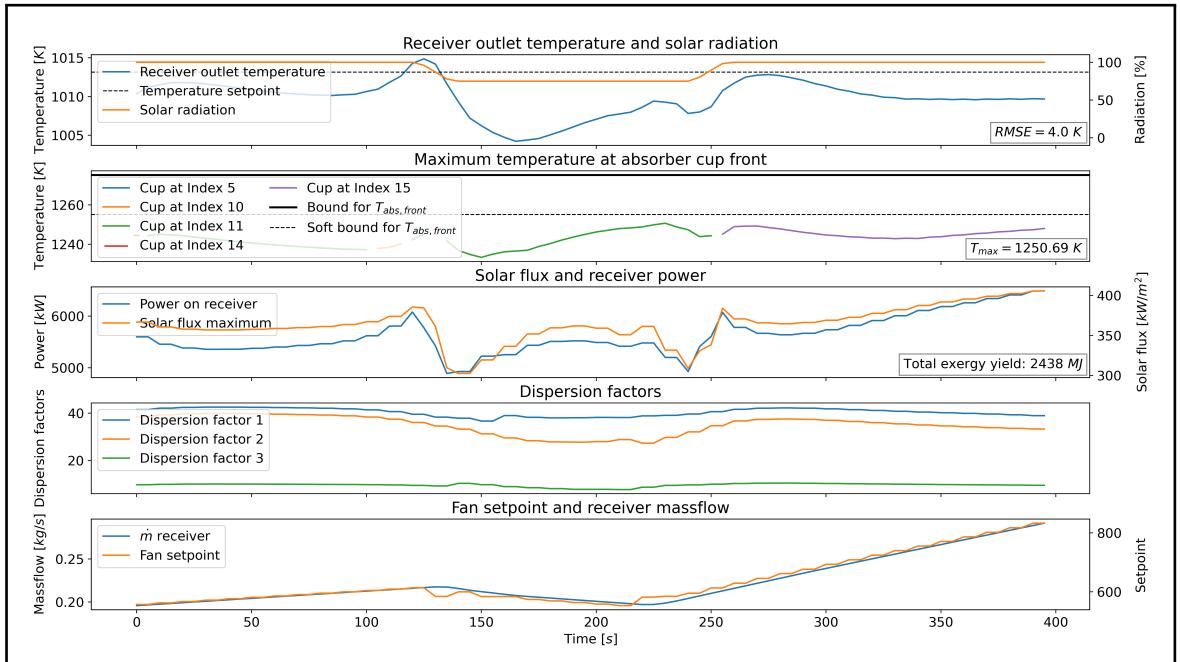


Abbildung A.6: Simulationsverlauf für den Betrieb mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage bei Lichtdurchlässigkeit der Wolke von 75 % und 20 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit

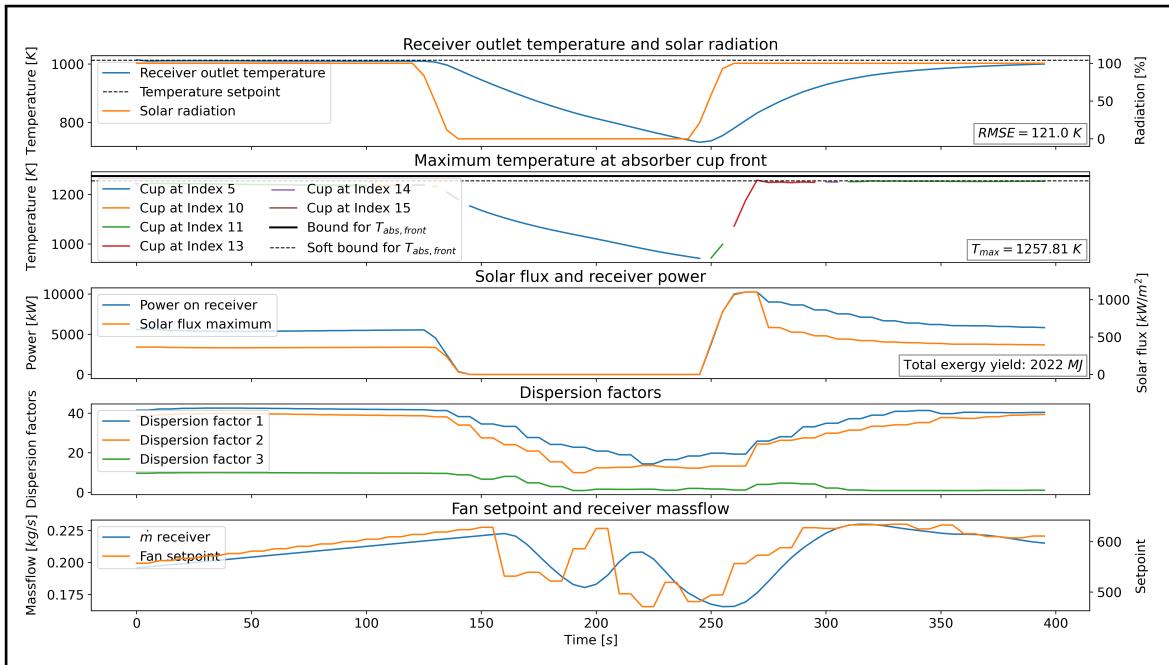


Abbildung A.7: Simulationsverlauf für den Betrieb ohne Einstrahlungsvorhersage bei Verschattung von 100 % und 20 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit

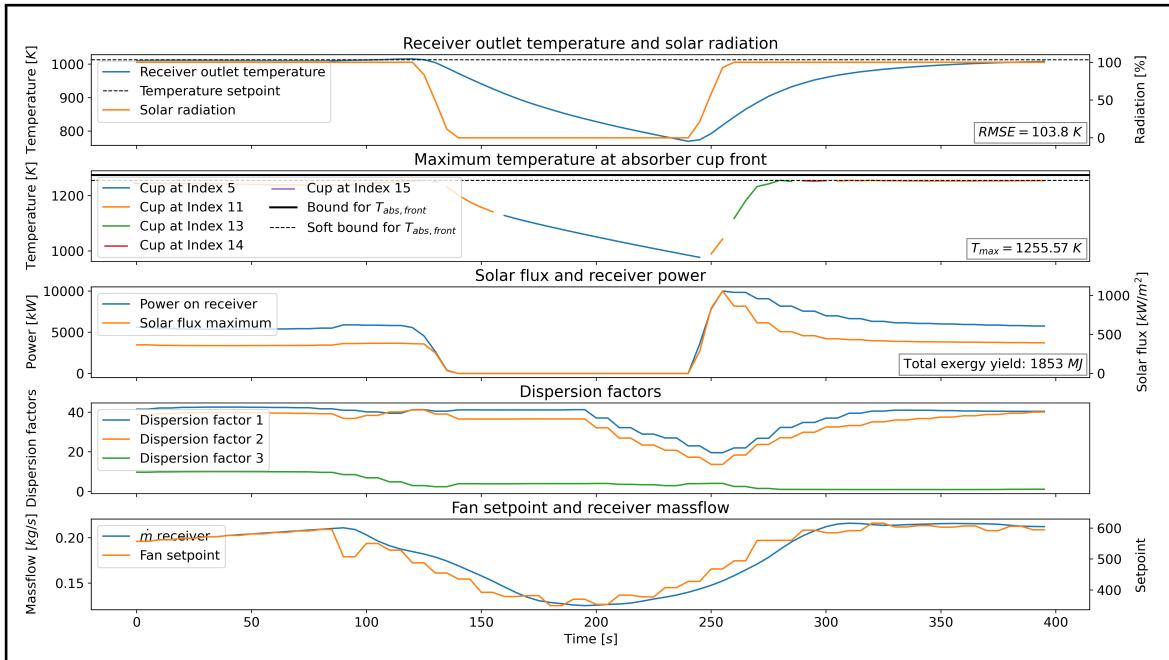


Abbildung A.8: Simulationsverlauf für den Betrieb mit abweichungsfreier Einstrahlungsvorhersage bei Verschattung von 100 % und 20 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit

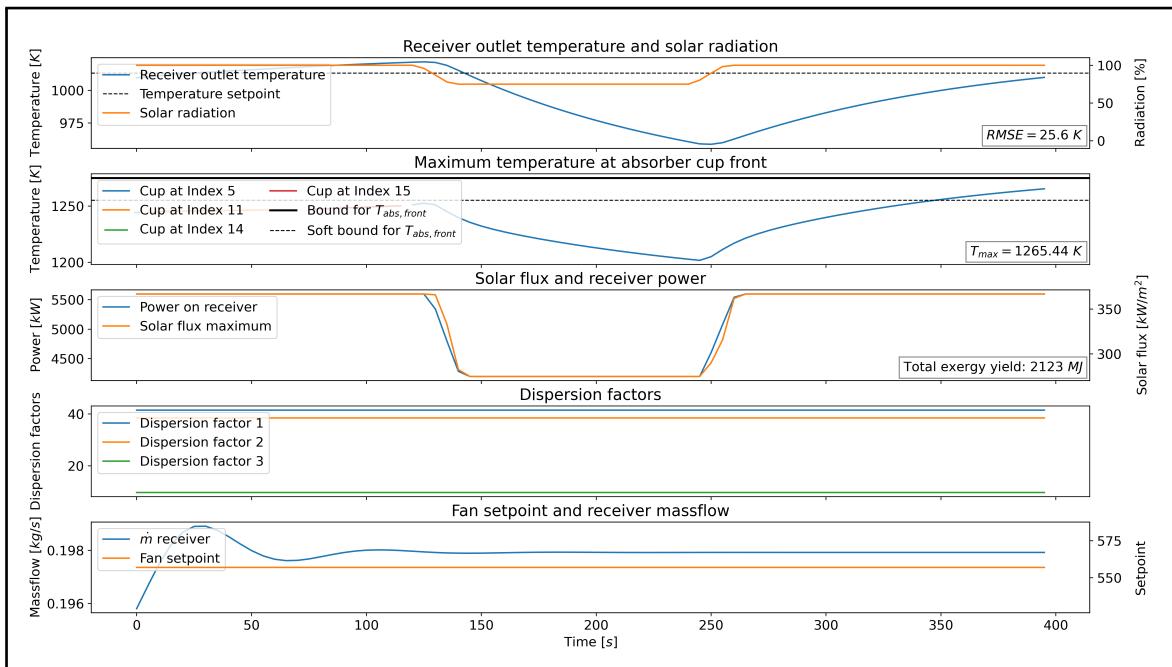


Abbildung A.9: Simulationsverlauf für das Cloud Standby Referenzszenario bei Lichtdurchlässigkeits von um 25 % und 20 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit

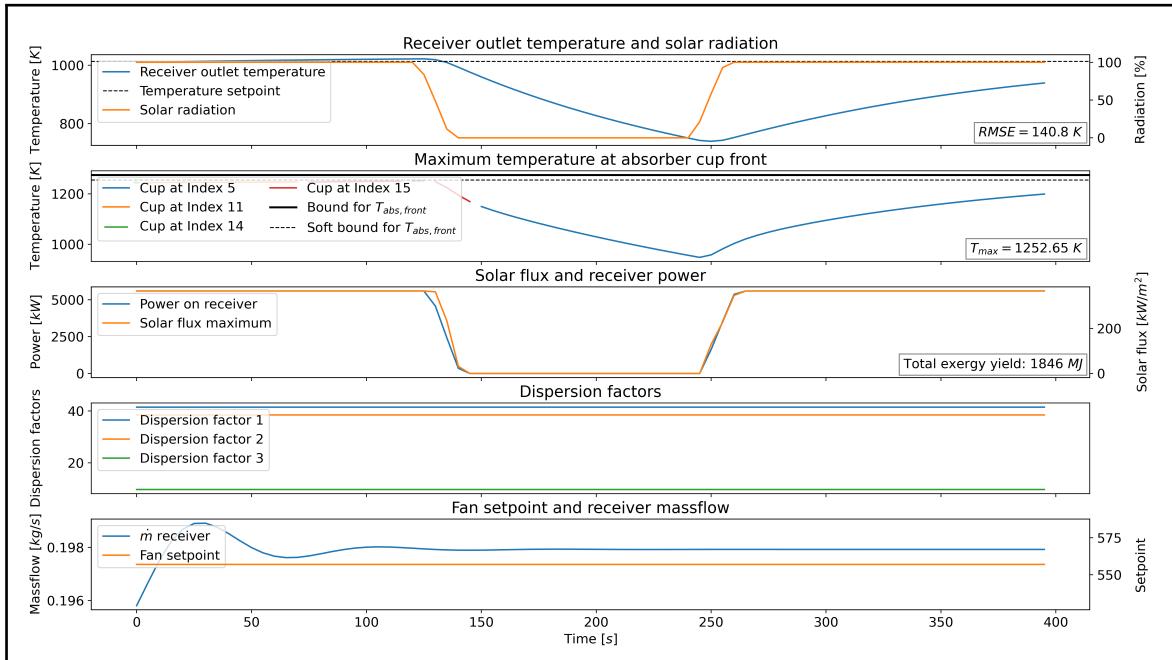


Abbildung A.10: Simulationsverlauf für das Cloud Standby Referenzszenario bei Verschattung um 100 % und 20 m s^{-1} Wolkengeschwindigkeit

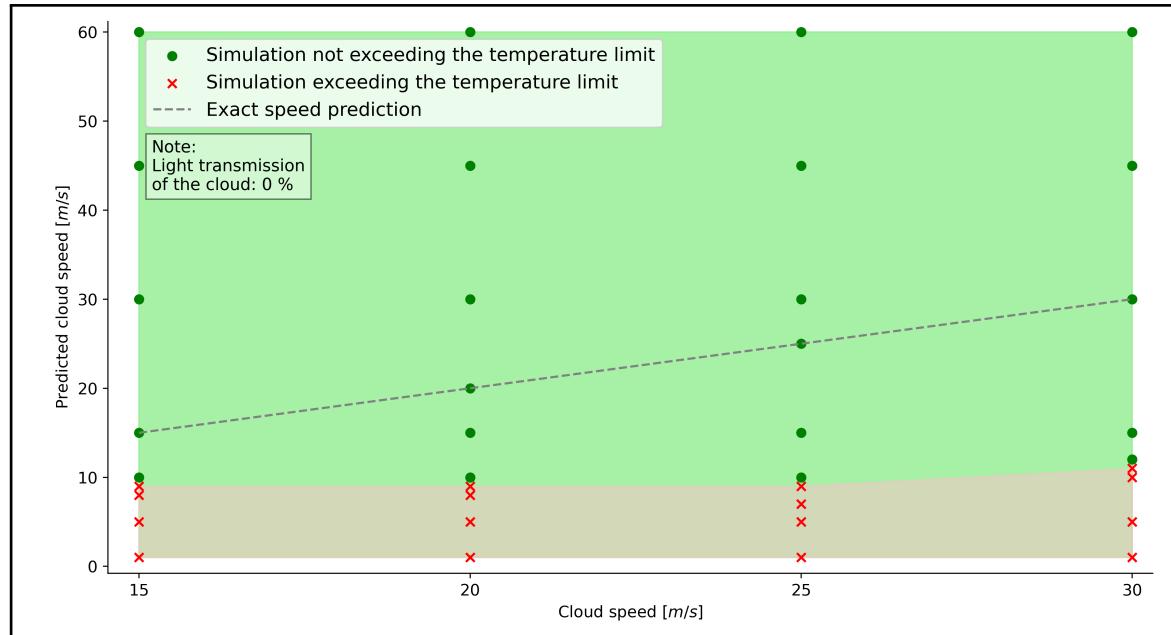


Abbildung A.11: Analyse der erlaubten Abweichung in der Prädiktion der Wolkengeschwindigkeit für die Lichtdurchlässigkeit von 0 %

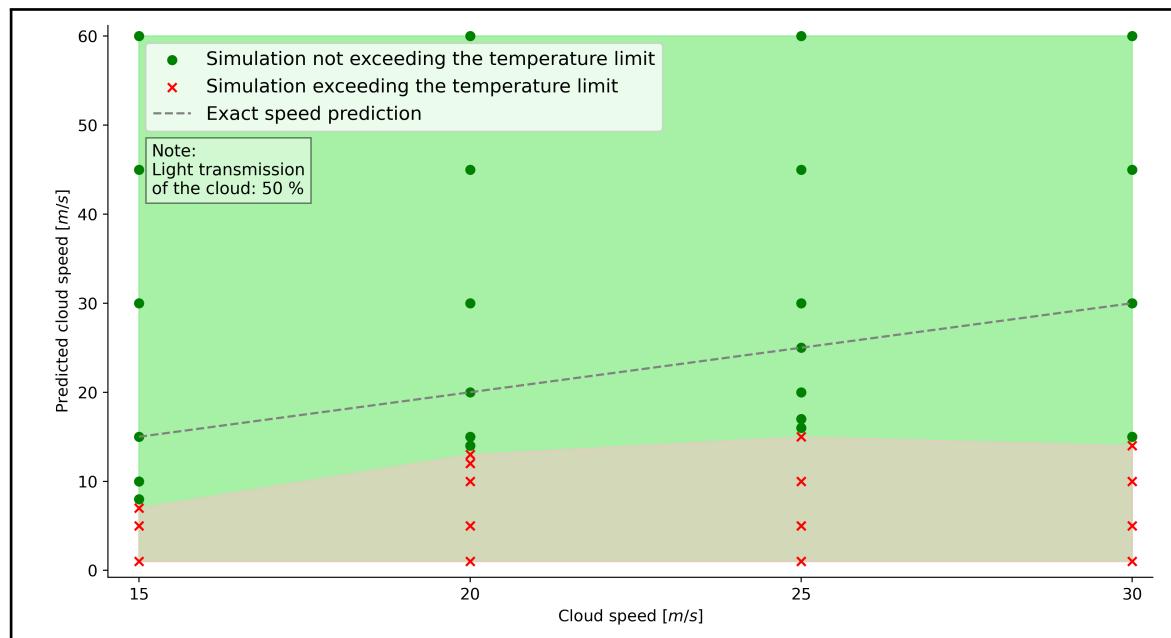


Abbildung A.12: Analyse der erlaubten Abweichung in der Prädiktion der Wolkengeschwindigkeit für die Lichtdurchlässigkeit von 50 %

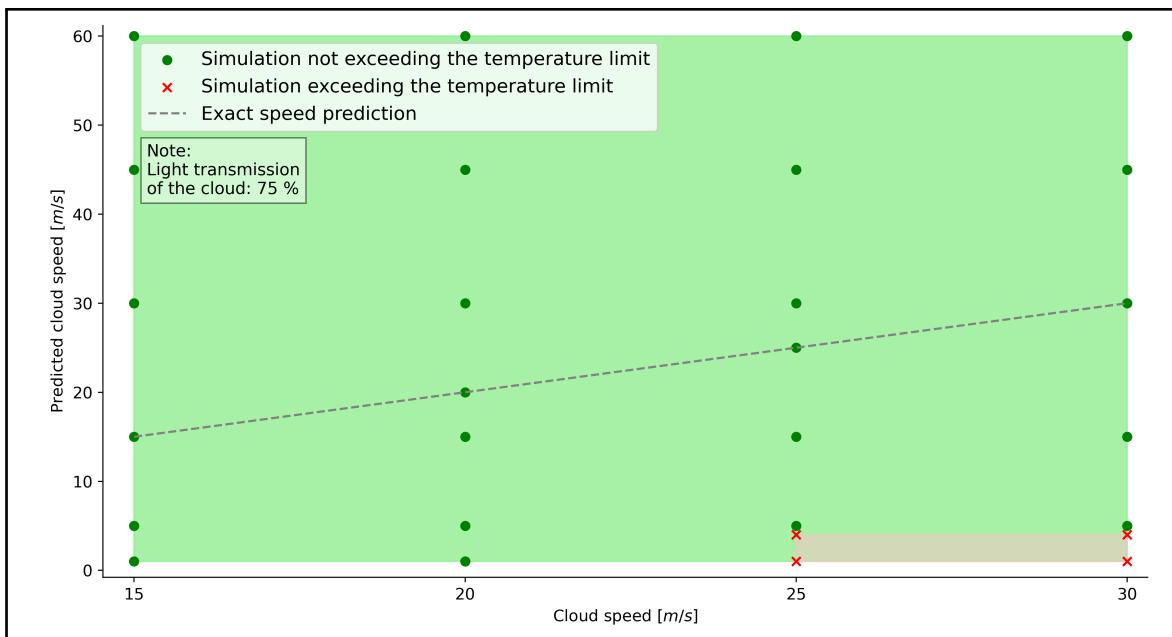


Abbildung A.13: Analyse der erlaubten Abweichung in der Prädiktion der Wolkengeschwindigkeit für die Lichtdurchlässigkeit von 75 %

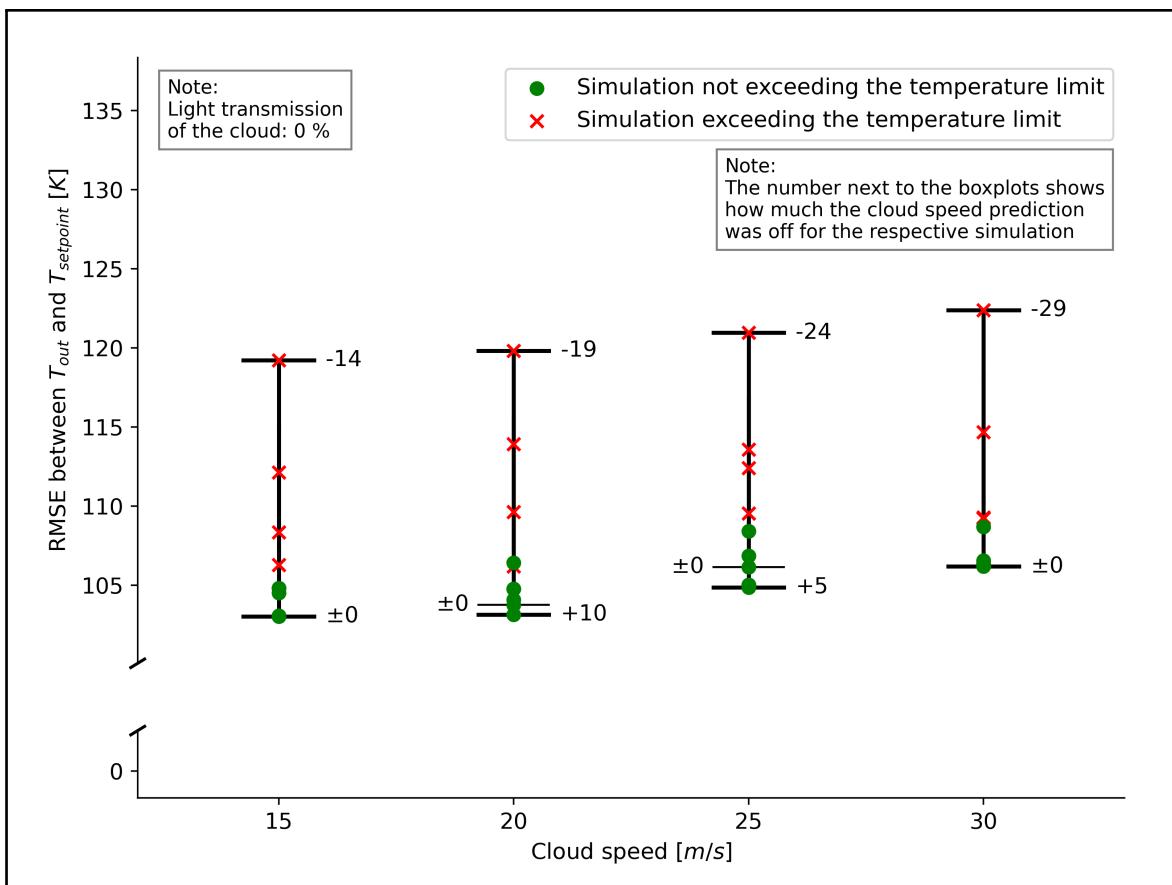


Abbildung A.14: Analyse des RMSE für unterschiedliche Prädiktionen der Wolkengeschwindigkeiten für eine Lichtdurchlässigkeit der Wolke von 0 %

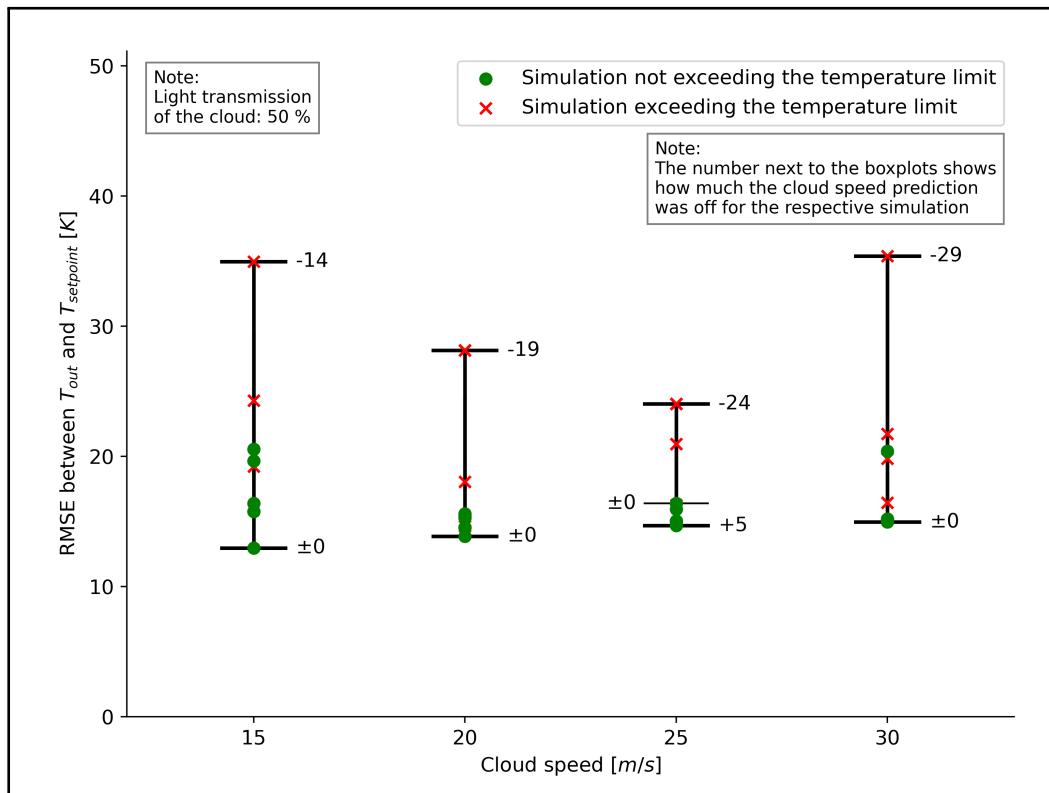


Abbildung A.15: Analyse des RMSE für unterschiedliche Prädiktionen der Wolkengeschwindigkeiten für eine Lichtdurchlässigkeit der Wolke von 50 %

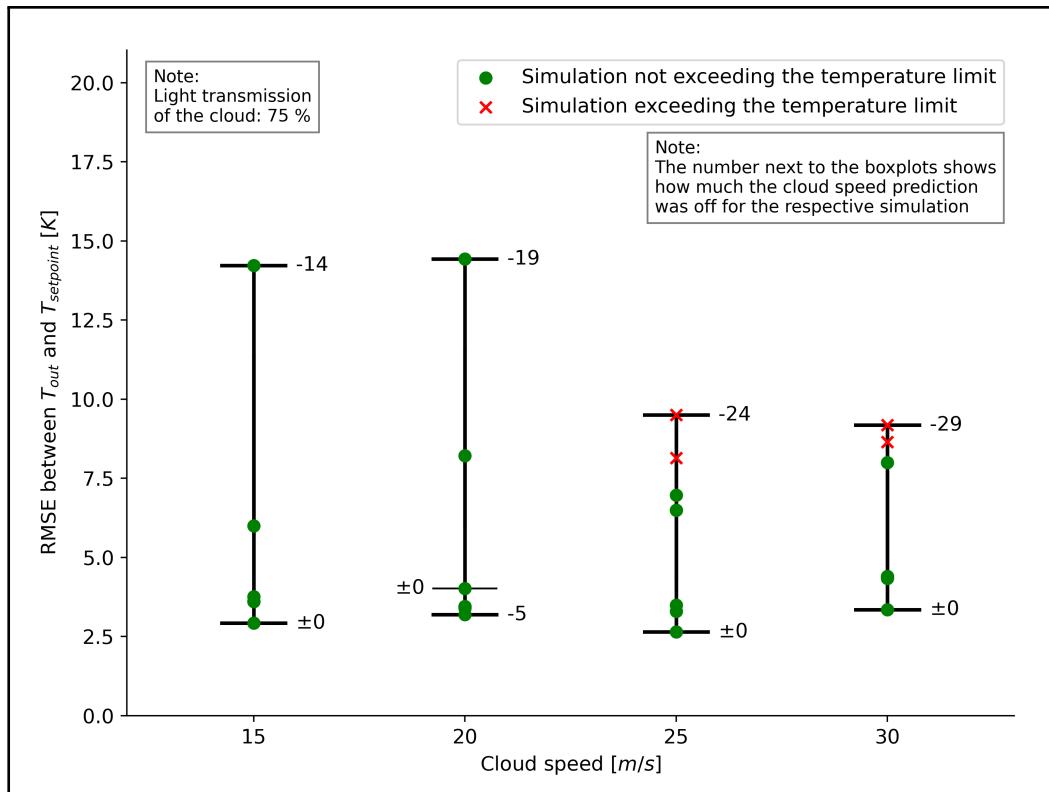


Abbildung A.16: Analyse des RMSE für unterschiedliche Prädiktionen der Wolkengeschwindigkeiten für eine Lichtdurchlässigkeit der Wolke von 75 %

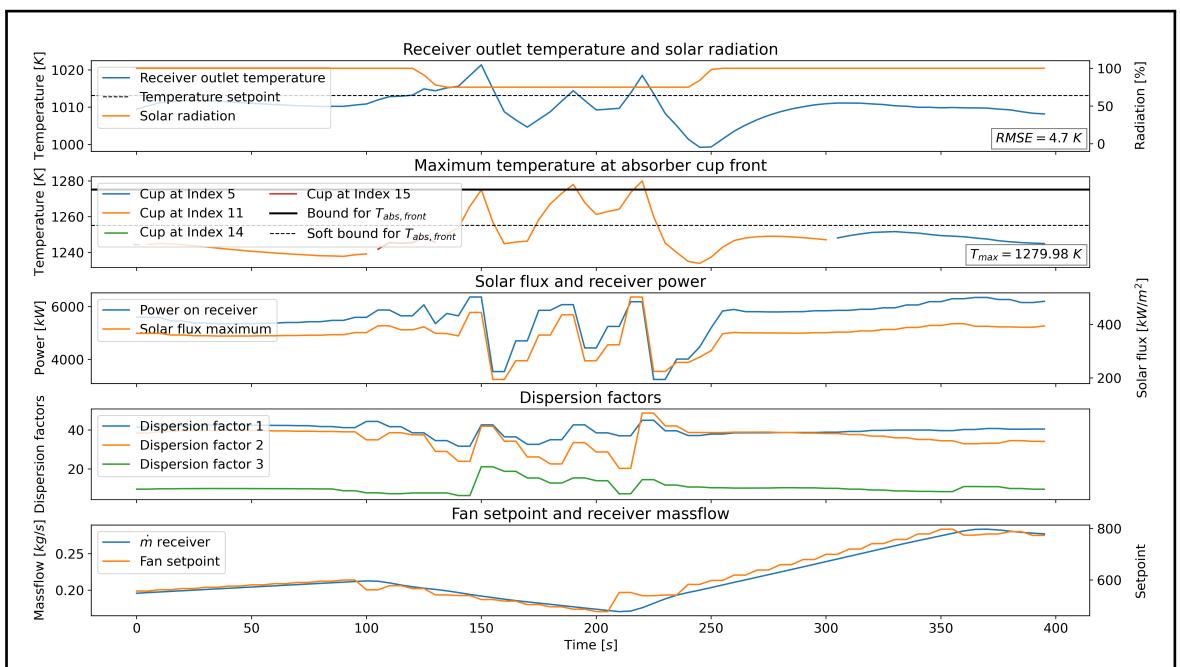


Abbildung A.17: Simulationsverlauf mit Wolkengeschwindigkeit 30 m s^{-1} von Lichtdurchlässigkeit von 75 % bei Vorhersage von 0 %

C