

Modellprädiktive Regelung von Solarturm-Kraftwerken

Model Predictive Control of Solar Tower Power Plants

Von der Fakultät für Maschinenwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktors der Ingenieurwissenschaften genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Rudolf Popp

Berichter:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dirk Abel
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Robert Pitz-Paal

Tag der mündlichen Prüfung: 07. November 2025

Diese Dissertation ist auf den Internetseiten der Universitätsbibliothek online verfügbar.

Vorwort

Diese Dissertation entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Regelungstechnik (IRT) der RWTH Aachen. Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Dirk Abel für die Betreuung dieser Arbeit und die Möglichkeit, an den hochaktuellen und spannenden Forschungsprojekten im Bereich der modellprädiktiven Regelung von Solarturmkraftwerken mitzuwirken. Seine stete Unterstützung, konstruktiven Anregungen und persönliche Wertschätzung haben maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Ebenso danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Robert Pitz-Paal für die Übernahme des Zweitberichts. Die enge wissenschaftliche Kooperation mit dem DLR-Institut für Solarforschung und dem DLR-Institut für Future Fuels war fundamental, da sie den wertvollen Zugang zum Solarturm in Jülich für die experimentelle Validierung ermöglichte. Weiterhin gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. Wirsum für den Vorsitz und Herrn Prof. Dr.-Ing. Rake für die Teilnahme an der Prüfungskommission.

Ich danke meinen geschätzten Kollegen am IRT für die schöne Zeit und das inspirierende Umfeld. Der gegenseitige Austausch über verschiedenste Forschungsschwerpunkte hinweg bildete eine wertvolle Basis, um voneinander zu lernen und neue Impulse zu schöpfen. Ein herzlicher Dank gilt der Energie- und Wasserstoffgruppe für den fachlichen Diskurs und die bleibenden gemeinsamen Erlebnisse über die Arbeit hinaus. Dr.-Ing. Thomas Konrad und Dr.-Ing. Martin Keller danke ich herzlich für die vertrauensvolle Zusammenarbeit und die fachliche Begleitung, insbesondere bei methodischen Fragestellungen.

Besondere Anerkennung verdienen ebenso meine direkten Wegbegleiter in den Solarturmprojekten. Die praktischen Erfahrungen aus den Experimenten im Solarturm Jülich, die ich unter anderem gemeinsam mit Dr.-Ing. Johannes Grobbel und David Zanger sammeln durfte, waren von unschätzbarem Wert. Sie trugen maßgeblich zum Verständnis des tatsächlichen Systemverhaltens sowie zur Validierung der entwickelten Methoden bei.

Abschließend danke ich meiner Familie und meinen Freunden für den Rückhalt und die Kraft, die sie mir geschenkt haben. Mein tiefster Dank gilt meiner Frau Anna, die mir gemeinsam mit unseren beiden Kindern stets zur Seite steht. Ihr unerschütterliches Vertrauen und unser familiärer Zusammenhalt waren die wichtigste Voraussetzung, um die vorliegende Arbeit zu vollenden.

Mönchengladbach, im Januar 2026

Rudolf Popp

Abstract

The safe and efficient operation of solar thermal tower power plants poses a demanding automation challenge due to complex system dynamics and extreme thermal conditions. While higher temperatures improve efficiency, material constraints impose strict thermal limits. Conventional control strategies, such as feedforward PID controllers with heuristic safety mechanisms, reach their limits under dynamic disturbances like passing clouds. They react only after deviations occur, operate conservatively and do not fully exploit the available solar power potential.

This work investigates the application of Model Predictive Control (MPC) as an active strategy to balance efficiency and safety. By leveraging a physics-based system model, the MPC enables predictive optimization over a finite planning horizon while explicitly considering thermal limits and dynamic system responses.

The first application focuses on the control of a molten-salt receiver for power generation. Compared to a conventional PID controller, the MPC reduces the root mean square temperature deviation by 45 %, maintains a thermal efficiency of approximately 86 %, and avoids all critical limit violations. Across 34 simulated scenarios, including dynamic cloud-induced irradiance fluctuations, MPC demonstrates significantly higher robustness.

The second application addresses a multi-reactor receiver for direct hydrogen production, where solar radiation must be dynamically allocated among several reactors. A detailed parameter study identified an efficient reduction regime, which MPC is able to target specifically. In hybrid field trials with four inactive reactor dummies, the precise control of absorber temperature and reduction degree proves fundamentally feasible. However, this is contingent on accurate realization of the commanded irradiance. Deviations of up to 60 % between target and actual irradiance are successfully mitigated using an integrated disturbance observer.

In summary, this work demonstrates that MPC holds strong potential for operating solar thermal systems closer to their physical performance limits without compromising safety. MPC thus represents a promising approach to enhance efficiency and economic viability of next-generation solar tower power plants.

Kurzfassung

Der sichere und zugleich effiziente Betrieb solarthermischer Turmkraftwerke stellt aufgrund komplexer Systemdynamiken und hoher Temperaturen eine anspruchsvolle Automatisierungsaufgabe dar. Obwohl die Effizienz mit zunehmender Temperatur steigt, setzen materialbedingte Grenzen enge Beschränkungen an die zulässige thermische Belastung. Insbesondere bei dynamischen Störungen wie Wolkendurchgängen stoßen konventionelle Regelungsverfahren an ihre Grenzen. Sie reagieren verzögert, arbeiten konservativ und schöpfen das Potenzial der Solarenergie nicht vollständig aus.

Diese Arbeit untersucht den Einsatz der Modellprädiktiven Regelung (MPR), um den Zielkonflikt zwischen Effizienz und Sicherheit aktiv zu adressieren. Die MPR verwendet ein physikalisches Modell, um unter Berücksichtigung eines Prädiktionshorizonts eine optimale Stellgröße zu bestimmen. Dabei lassen sich sowohl Temperaturgrenzwerte als auch das dynamische Systemverhalten explizit in die Optimierung einbeziehen.

Der erste Anwendungsfall umfasst die Regelung eines Salzsammelzereceivers zur Stromerzeugung. Die MPR senkt die mittlere Temperaturabweichung um 45 % und vermeidet bei einem vergleichbaren Wirkungsgrad von rund 86 % sämtliche kritische Grenzwertverletzungen. In 34 simulierten Szenarien mit dynamischen Strahlungseinbrüchen zeigt die MPR eine deutlich höhere Regelgüte und Robustheit gegenüber einer konventionellen Regelung, die aus einem vorgesteuerten PID-Regler mit Sicherheitsheuristiken besteht.

Im zweiten Anwendungsfall wird ein Multireaktorreceiver zur direkten Wasserstoffproduktion untersucht. Die Herausforderung besteht darin, die Sonnenstrahlung auf mehrere Reaktoren optimal zu verteilen. In einer umfassenden Parameterstudie wurde ein effizienter Reduktionsbereich ermittelt, den die MPR gezielt ansteuert. Hybride Feldversuche mit vier Reaktorattrappen belegen, dass eine präzise Regelung von Reduktionsgrad und Absorbertemperatur grundsätzlich realisierbar ist, sofern die geforderte Strahlungsverteilung zuverlässig umgesetzt wird. Ein integrierter Störgrößenbeobachter kann Abweichungen von bis zu 60 % zwischen der Soll- und Ist-Einstrahlung erfolgreich kompensieren.

Insgesamt verdeutlicht diese Arbeit, dass modellprädiktive Regelungsverfahren in der Lage sind, solarthermische Systeme näher an ihrer physikalischen Leistungsgrenze zu betreiben, ohne dabei Sicherheitsrisiken einzugehen. Die MPR erweist sich somit als ein vielversprechender Ansatz zur Effizienzsteigerung und wirtschaftlichen Optimierung zukünftiger Solarturmkraftwerke.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Motivation für die Regelung von solarthermischen Turmkraftwerken . .	4
1.2	Zielsetzung und Aufbau der Arbeit	7
2	Grundlagen der Modellprädiktiven Regelung	9
2.1	Regelungstechnische Grundlagen	10
2.1.1	Zustandsraumdarstellung	10
2.1.2	Zeitdiskretisierung durch numerische Integration	11
2.1.3	Newton-Verfahren	13
2.1.4	Skalierung	14
2.2	Modellierung thermischer Systeme	15
2.2.1	Verteilt-parametrische Modellierung	16
2.2.2	Räumliche Diskretisierung	18
2.2.3	Konzentriert-parametrische Ersatzmodellierung als RC-Netzwerk	21
2.3	Modellprädiktive Regelung	23
2.3.1	Zeitdiskretes Optimalsteuerungsproblem	24
2.3.2	Struktur der Regelung	25
2.3.3	Numerische Lösung des Optimierungsproblems	26
2.3.4	Erweitertes Kalman-Filter	27
3	Salzschmelzereceiver	31
3.1	Stand der Technik	32
3.1.1	Technologischer Hintergrund	32
3.1.2	Stand der Regelungstechnik	34
3.1.3	Motivation für den Einsatz einer MPR	35
3.2	Beschreibung der Solarturmanlage	36
3.2.1	Systemaufbau	36
3.2.2	Anforderungen an die Regelung	38
3.3	Modellierung des Receivers	40
3.3.1	Systemanalyse	41
3.3.2	Modellentwurf	43
3.3.3	Korrektur der sicherheitsrelevanten Größen	50
3.3.4	Modellvalidierung	52

3.4	Entwicklung der Modellprädiktiven Regelung	56
3.4.1	Formulierung des optimalen Steuerungsproblems	57
3.5	Validierung der Regelung	59
3.5.1	Definition der Testszenarien	59
3.5.2	Auswertung der Ergebnisse	63
3.5.3	Zusammenfassung	70
4	Multireaktorreceiver	71
4.1	Stand der Technik	72
4.1.1	Technologischer Hintergrund	72
4.1.2	Stand der Regelungstechnik	74
4.1.3	Motivation für den Einsatz der MPR	76
4.2	Beschreibung der Solarturmanlage	76
4.2.1	Aufbau des Reaktors	79
4.2.2	Zielsetzung und Regelungskonzept	81
4.3	Modellierung des Reaktors	83
4.3.1	Grundstruktur des Referenzmodells	83
4.3.2	Modellvereinfachungen und Gesamtsystem	92
4.3.3	Modellvalidierung	99
4.3.4	Validierung des erweiterten Kalman-Filters	103
4.4	Entwicklung der Modellprädiktiven Regelung	105
4.4.1	Voruntersuchungen zur Regelstrategie	106
4.4.2	Aufstellung des Optimierungsproblems	114
4.4.3	Simulation des geregelten Mehrreaktorsystems	119
4.5	Demonstration der Regelung unter realen Bedingungen	122
4.5.1	Versuchsaufbau und Rahmenbedingungen	122
4.5.2	Kalibrierung der Strahlungsleistung	123
4.5.3	Versuch ohne Strahlungskorrektur	124
4.5.4	Versuch mit Strahlungskorrektur	129
4.5.5	Zusammenfassung	129
5	Zusammenfassung und Ausblick	133
5.1	Zusammenfassung der zentralen Ergebnisse	133
5.2	Schlussfolgerungen und Perspektiven	134
A	Anhang	137
A.1	Numerische Integrationsverfahren	137
A.2	Temperaturverhalten der Reaktorisolierung	139

Eigene Publikationen

Diese Arbeit basiert in Teilen auf den folgenden eigenen Veröffentlichungen:

- [M1] POPP, R. ; FLESCHE, R. ; KONRAD, T. ; JASSMANN, U. ; ABEL, D.: Control-Oriented Model of a Molten Salt Solar Power Central Receiver. In: 2019 18th European Control Conference (ECC). Naples, Italy: IEEE, Juni 2019, S. 2295–2300. DOI: 10.23919/ECC.2019.8795914.
- [M2] POPP, R. ; IDING, K. ; SCHWARZBÖZL, P. ; KONRAD, T. ; ABEL, D.: A Comparison between Model Predictive and PID-based Control of a Molten Salt Solar Tower Receiver. In: *AIP Conference Proceedings*. SolarPACES: Solar Power & Chemical Engineering Systems, 27th International Conference on Concentrating Solar Power and Chemical Energy Systems. Bd. 2815. 6. Okt. 2023, S. 030016. DOI: 10.1063/5.0148728.

Abbildungsverzeichnis

1.1	Prognose für die weltweit installierte elektrische Kapazität nach Energieform und Szenario ¹ von 2021 bis 2050 ([87])	3
1.2	Entwicklung der installierten elektrischen Leistung durch CSP-Anlagen von 2011 bis 2021 ([71])	4
1.3	Solarturm Jülich, Quelle: DLR	5
1.4	Salzschmelzereceiver und Multireaktorreceiver im Vergleich	6
2.1	Kontrollvolumen Ω mit differentiellm Oberflächenelement dA ; zugeführter Wärmestrom q und Quellterm P	17
2.2	Temperaturprofil und Gitterpunkte bei einer eindimensionalen räumlichen Diskretisierung	19
2.3	Randpunkt mit halbem Kontrollvolumen	20
2.4	Grundprinzip der MPR	23
2.5	Blockschaltbild einer MPR mit Zustandsschätzung	25
2.6	Zustands- und Varianzkorrektur im EKF	28
3.1	Kategorisierung solarthermischer Kraftwerke	33
3.2	Schematischer Aufbau: (a) Solarturm, (b) Salzschmelzereceiver	37
3.3	Topologie des Rohrnetzwerks im Receiver	38
3.4	AFD für drei verschiedene Massenströme und zwei unterschiedliche Paneltypen	39
3.5	Temperaturverlauf von Salz und Filmschicht im Receiver	42
3.6	Abstraktes Modell eines Rohrelements	43
3.7	Thermisches Ersatzschaltbild eines Panelrohrs	44
3.8	Vereinfachung einer Panelgruppe zu einem repräsentativen Rohr mit gemittelter Einstrahlung	48
3.9	Modulstruktur einer Receiver-Untereinheit mit serieller Verschaltung	49
3.10	Diskretisierte Verteilung der Strahlungsdichte auf dem Receiver	49
3.11	Abschätzung der maximalen Salztemperatur innerhalb eines Panels	51
3.12	Gemittelte Eingangsleistung an zwei Panelgruppen im vorderen und hinteren Receiverbereich	52
3.13	Vergleich der Austrittstemperaturen zweier Panelgruppen mit Referenzmodell	53

3.14	Abweichungen der Filmschichttemperaturen an drei Stellen im Panelrohr der Panelgruppe 2 und 6	55
3.15	Abweichungen der absorbierten Flussdichte an drei Stellen im Panelrohr der Panelgruppe 2 und 6	56
3.16	Zeitverlauf der gemittelten Strahlungsleistung auf dem östlichen (O) und westlichen (W) Receiverpfad bei verschiedenen Wolkenparametern . . .	62
3.17	Regelungsergebnisse des konventionellen Reglers am Beispiel des Testszenarios 6a	65
3.18	Regelungsergebnisse der MPR am Beispiel des Testszenarios 6a	66
3.19	Überschreitungen der Betriebsgrenzen	69
4.1	Kategorisierung von Reaktoren: (a) Partikelsysteme, (b) rotierende Reaktionszellen, (c) stationäre Absorber	73
4.2	Aufbau der Solarturmanlage in Jülich	77
4.3	Schematischer Aufbau der Solarturmanlage	78
4.4	Schematischer Aufbau des Ceroxid-Reaktors	79
4.5	Zyklischer Redoxprozess zur Wasserstoffproduktion	80
4.6	Signalflussplan zur Regelung des Multireaktorreceivers	82
4.7	Abstrahiertes Modell des Reaktors mit Wärme- und Gasströmen	85
4.8	Transmissivität und Reflektivität des Fensterglases	86
4.9	Validierung des Beobachtermodells MDL-EKF gegenüber dem Referenzmodell MDL-VRT	100
4.10	Validierung des prädiktiven Modells MDL-MPR gegenüber dem Referenzmodell MDL-VRT	102
4.11	Geschätzte Temperaturverläufe des Beobachters und der gemittelten experimentellen Messdaten	104
4.12	Typischer Verlauf eines Reaktorzyklus mit wichtigen Größen: Temperatur, mittlerer Reduktionsgrad, erzeugter Wasserstoffstrom und Eingangsstrahlung	108
4.13	Zeitlicher Verlauf von Effizienz und Ertragsleistung für ein Zielreduktionsniveau von $2,1 \cdot 10^{-4}$	110
4.14	Effizienz und Ertragsleistung in Abhängigkeit des mittleren Zielreduktionsgrads $\bar{\delta}_{\max}$	111
4.15	Optimale Leistungsverteilung bei sukzessiv wachsender Anzahl berücksichtigter Reaktoren. Oben: ein Reaktor, Mitte: zwei Reaktoren, Unten: drei Reaktoren	113
4.16	Heuristik zur Einleitung eines Phasenwechsels	117
4.17	Heuristik zur Sortierung und Auswahl von drei Reaktoren	118
4.18	Reduzierter Simulationsaufbau zur Regelung eines Multireaktor-Receivers	119
4.19	Simulation eines geregelten Betriebs mit fünf Reaktoren	120
4.20	Wärmestrahlungsschema des Multireaktor-Receivers. Blau: reale Größen, Rot: skalierte virtuelle Größen.	123

4.21	Kalibrierungsmessung der verfügbaren Strahlungsleistung und der Radio- meterwerte	124
4.22	Demonstration der Regelung am 16.10.2023 mit realer Strahlung von 80 Heliostaten	125
4.23	Simulation von vier virtuellen Reaktoren mit realer Strahlung von 80 Heliostaten	127
4.24	Abweichung zwischen geforderter und tatsächlicher Strahlungsleistung .	128
4.25	Versuch vom 07.12.2023 mit aktivierter Strahlungskorrektur mithilfe des Störgrößenbeobachters	130

Tabellenverzeichnis

2.1	Analogie zwischen elektrischen und thermischen Größen nach dem Cauer-Modell	22
3.1	Wichtige Parameter des virtuellen Referenzkraftwerks	36
3.2	Temperaturgrenzen der Salzschnelze	38
3.3	Minimale und maximale Einschwingzeiten der Receiveraustrittstemperatur	42
3.4	Validierung der Salztemperaturen am Ausgang der Panelgruppen 2 und 6 mittels MAE und MAXAE	54
3.5	Validierung der Filmschichttemperaturen und absorbierten Flussdichten	54
3.6	Parameter der Testszenarien und untersuchte Ausprägungen	60
3.7	Statusübersicht der Szenarienrechnungen (grün=erfolgreich, rot=Fehler, grau=nicht durchgeführt)	61
3.8	Ergebnisse der Szenarienauswertung	67
4.1	Technische Spezifikation der Solarturmanlage in Jülich	77
4.2	Betriebsbereiche der Eingangsgrößen in den einzelnen Prozessphasen . .	81
4.3	Technische Spezifikation des Reaktors	84
4.4	Übersicht der Modellvereinfachungen im EKF und MPR-Modell	98
4.5	Vergleich der simulierten Temperaturen zwischen MDL-EKF und MDL- VRT	101
4.6	Temperaturvergleich zwischen MDL-MPR und MDL-VRT während der Reduktionsphase	102
4.7	Versuchsparameter für Demonstration ohne Strahlungskorrektur	124
4.8	Mittlere Fehler der Strahlungssteuerung je Reaktor	126

Abkürzungsverzeichnis

AFD	Zulässige Flussdichte (engl.: Allowable Flux Density)
BG	Bedeckungsgrad
CasADi	Softwarewerkzeug für Nichtlineare Optimierung und Algorithmische Differenzierung
CSP	Konzentrierte Solarenergie (engl.: Concentrated Solar Power)
DAE	Differential-Algebraische Gleichung
DLR	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
DNI	Direktnormalstrahlung (engl.: Direct Normal Irradiance)
EKF	Erweitertes Kalmanfilter
FMAS	Kamerabasiertes Flussdichtemesssystem
GE	General Electric
Helios	Heliostat Field Control System
IEA	Internationale Energieagentur
KF	Kennfeld
LCOH	Levelised Cost of Hydrogen
LSTM	Long Short-Term Memory
MAE	Mittlerer Absoluter Fehler
MAPE	Mittlerer Absoluter Fehler in Prozent
MAXAE	Maximaler Absoluter Fehler
MAXAEP	Maximaler Absoluter Fehler in Prozent
MDL-EKF	Modell des Erweiterten Kalmanfilters
MDL-MPR	Modell der Modellprädiktiven Regelung
MDL-VRT	Modell des Virtuellen Reaktors
MPR	Modellprädiktive Regelung

NZE	Netto-Null-Emissionen bis 2050 Szenario
OCF	Optimalsteuerungsproblem (engl.: Optimal Control Problem)
PDE	Partielle Differentialgleichungen
PV	Photovoltaik
RK4	Runge-Kutta Verfahren 4. Ordnung
SQP	Sequential-Quadratic-Programming
STEPS	Szenario der angekündigten politischen Maßnahmen
STRAL	Solar Tower Raytracing Laboratory
WoBas	Wolkenkamersystem
WR	Windrichtung
WV	Windgeschwindigkeit
ZPO	Zielpunktoptimierung
ZPS	Zielpunktsteuerungssystem

Symbolverzeichnis

Symbol	Bezeichnung	Einheit
Multireaktorreceiver		
c_{Abs}	Spezifische Wärmekapazität des Absorbers	$\text{J mol}^{-1} \text{K}^{-1}$
c_{G}	Spezifische Wärmekapazität des durchströmenden Gase	$\text{J mol}^{-1} \text{K}^{-1}$
c_{F}	Spezifische Wärmekapazität des Einstrahlfensters	$\text{J mol}^{-1} \text{K}^{-1}$
c_{Fm}	Kalibrierfaktor für die Wärmestrahlungsdichte der Radiometer	m^2
c_{Iso}	Wärmekapazität der Isolation	$\text{J mol}^{-1} \text{K}^{-1}$
c_{sc}	Skalierungsfaktor der maximalen Wärmestrahlungsdichte	—
c_{W}	Spezifische Wärmekapazität der Reaktorwand	$\text{J mol}^{-1} \text{K}^{-1}$
d_{Iso}	Durchmesser Isolation	m
d_{Wa}	Durchmesser Reaktoraußenwand	m
d_{Wi}	Durchmesser Reaktorinnenwand	m
m_{F}	Masse des Einstrahlfensters	kg
$\dot{m}_{\text{G}}$	Massenstrom des durchströmenden Gases	kg s^{-1}
m_{Iso}	Masse Isolationsschicht	kg
m_{Wa}	Masse Reaktoraußenwand	kg
m_{Wi}	Masse Reaktorinnenwand	kg
n_{Ce}	Stoffmenge Cerium im Absorber	mol
n_{H_2}	Stoffmenge des Wasserstoffes	mol
$\dot{n}_{\text{H}_2}$	Stoffstrom des Wasserstoffes	mol s^{-1}
$n_{\text{H}_2\text{O}}$	Stoffmenge des Wassers	mol
n_{N_2}	Stoffmenge Stickstoffs	mol
$\dot{n}_{\text{N}_2}$	Stoffstrom des Stickstoffs	mol s^{-1}
n_{O_2}	Stoffmenge des Sauerstoffes	mol
$\dot{n}_{\text{O}_2}$	Stoffstrom des Sauerstoffes	mol s^{-1}

p	Gesamtdruck	Pa
p_f	Korrekturfaktor für Kompensation der fluiden Phase	—
p_h	Korrekturfaktor für Disketisierungsfehler an Absorberrückseite	—
p_{O_2}	Partialdruck des Sauerstoffes	Pa
p_v	Korrekturfaktor für Disketisierungsfehler an Absorberfront	—
$q_{Abs,0}$	Absorbierte Wärmestromdichte an der Absorberfront	W
q_{Abs}	Absorbierte Wärmestromdichte im Absorber	W
q_{chem}	Wärmeleistung aus der chemischen Reaktion	W
q_{Radio}	gemessene Wärmestrahlungsdichte der Radiometer	$W\ m^{-2}$
q_s	Solare Wärmestromdichte	$W\ m^{-2}$
q_{vol}	volumenspezifische solare Wärmeleistung	$W\ m^{-3}$
x_{H_2}	Stoffmengenanteil des Wasserstoffes	—
x_{H_2O}	Stoffmengenanteil des Wassers	—
x_{O_2}	Stoffmengenanteil des Sauerstoffes	—
z_e	Östliche Stirnfläche	m^2
z_w	Westliche Stirnfläche	m^2
A_{Abs}	Fläche der Absorberfront	K^{-1}
$A_{Abs,G}$	Kontaktfläche zwischen dem durchströmendem Gas und dem Absorber	m^2
A_F	Fläche des Einstrahlfensters	m^2
CeO_2	Ceriumdioxid	—
E_F	Emittierte Strahlungsdichte der Fensterglases	$W\ m^{-2}$
$G_{Abs,S}$	Effektive Solarstrahlung, die der Absorbers absorbiert	$W\ m^{-2}$
$G_{F,S}$	Effektive Solarstrahlung, die das Fensterglas absorbiert	$W\ m^{-2}$
$G_{F,th}$	Gesamte thermische Strahlungsdichte, die das Fensterglas emittiert	$W\ m^{-2}$
H_2	Wasserstoff	—
H_2O	Wasser	—
$J_{Abs,S}$	Effektive Solarstrahlung, die der Absorber emittiert	$W\ m^{-2}$
$J_{F,S}$	Effektive Solarstrahlung, die das Fensterglas emittiert	$W\ m^{-2}$
$J_{F,th}$	Gesamte thermische Strahlungsdichte, die das Fensterglas emittiert	$W\ m^{-2}$

$[Ce]$	Konzentration von Ceriumatomen	—
$[O_{\text{leer}}]$	Konzentration von Sauerstoffleerstellen	—
K_{WS}	Gleichgewichtskonstante bei der Wasserspaltung	—
L_{W}	Länge Einlasskanal	m
N_2	Stickstoff	—
O_2	Sauerstoff	—
$Q_{\text{Abs,Rueck}}$	Wärmestrom zwischen Absorber und Reaktorwand	W
$Q_{\text{Abs,th}}$	Absorbierte thermische Strahlung an der Absorbervorderseite	W
$Q_{\text{Eg,Wi}}$	Wärmestrom zwischen Einlassgas und Reaktorinnenwand	W
$Q_{\text{Eg,Wa}}$	Wärmestrom zwischen Einlassgas und Reaktoraußenwand	W
$Q_{\text{Abs,opt}}$	Absorbierte thermische Wärmestrahlung vom Absorber	W
$Q_{\text{F,opt}}$	Thermische Nettostrahlung im Reaktorfenster	W
$Q_{\text{F,th}}$	Optische Nettostrahlung im Reaktorfenster	W
Q_{Iso}	Wärmestrom zwischen Isolation und Umgebung	W
$Q_{\text{Iso,Wa}}$	Wärmestrom zwischen Reaktoraußenwand und Isolation	W
$\tilde{Q}_{\text{R}}$	Geschätzte Netto-Wärmeleistung auf dem Reaktor	W
Q_{R}	Netto-Wärmeleistung auf dem Reaktor	W
$Q_{\text{R,soll}}$	Soll Netto-Wärmeleistung auf dem Reaktor	W
Q'_{R}	Skalierte Netto-Wärmeleistung auf dem Reaktor	W
$Q'_{\text{R,soll}}$	Skalierte Soll Netto-Wärmeleistung auf dem Reaktor	W
$Q_{\text{Ag,Wi}}$	Wärmestrom zwischen Reaktionsgas und Reaktorinnenwand	W
Q_{ver}	Verfügbare Wärmeleistung	W
Q'_{ver}	Skalierte verfügbare Wärmeleistung	W
$Q_{\text{Wi,Wa}}$	Wärmestrom zwischen Reaktorinnenwand und -außenwand	W
T_{Ag}	Temperatur der Auslassgase	K
T_{Eg}	Temperatur der Einlassgase	K
T_{Abs}	Temperatur des Absorbers	K
T_{F}	Temperatur des Einstrahlfensters	K
T_{G}	Temperatur des durchströmenden Gases	K
T_{Iso}	Temperatur der Reaktorisolierung	K

T_U	Temperatur der Umgebung	K
T_{Wa}	Temperatur der Außenwand	K
T_{Wi}	Temperatur der Reaktorinnenwand	K
V_{Abs}	Volumen des Absorbers	m ³
α_F	Wärmeübergangskoeffizienten am Einstrahlfenster	W m ⁻² K ⁻¹
α_{AbsG}	Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Absorber und Gas	W m ⁻² K ⁻¹
α_W	Wärmeübergangskoeffizient in den Gaskanälen	W m ⁻² K ⁻¹
α_{Iso}	Wärmeübergangskoeffizient Isolation zu Umgebung	W m ⁻² K ⁻¹
β_{Abs}	Extinktionskoeffizient des Absorbers	m ⁻¹
δ	Reduktionsgrad	—
$\bar{\delta}$	Mittlerer Reduktionsgrad	—
ϵ	Porösität des Absorbers	—
η	Effizienz	—
λ_{Abs}	Wärmeleitfähigkeit des Absorbers	W m ⁻² K ⁻¹
λ_G	Wärmeleitfähigkeit des durchströmenden Gases	W m ⁻² K ⁻¹
λ_{Iso}	Wärmeleitfähigkeit der Isolation	W m ⁻² K ⁻¹
ρ_G	Dichte des durchströmenden Gases	kg m ⁻³
ρ_{Abs}	Dichte des Absorbers	kg m ⁻³
ρ_F	Dichte der Einstrahlfensters	J mol ⁻¹ K ⁻¹
ρ_{Iso}	Dichte der Isolation	kg m ⁻³
τ_F	Transmissivität des Fensters	—
ξ_{WS}	Reaktionslaufzahl bei der Wasserspaltung	—
Regelungstechnik		
$\mathbf{c}_g$	Gleichheitsbedingungen	—
$\mathbf{c}_u$	Ungleichheitsbedingungen	—
$\mathbf{d}$	Störgrößenvektor	—
$\mathbf{e}_k$	Regelfehler	—
$\mathbf{f}$	Rechte Seite der Differentialgleichung	—
$\mathbf{g}$	Rechte Seite der Ausgangsgleichung	—
$\mathbf{h}$	Algebraische Gleichung	—
$\mathbf{k}_{1,2,...}$	Zwischenzustände bei der numerischen Integration	—
$\mathbf{p}$	Suchrichtung des Optimums beim SQP-Verfahren	—

$\mathbf{r}$	Referenzgröße der MPR	—
t	Zeit	s
$\mathbf{u}$	Eingangsvektor	—
$\mathbf{u}_k$	Eingangsvektor zum Zeitpunkt $T_S k$	—
$\mathbf{v}_k$	Messrauschen	—
$\mathbf{w}$	Allgemeine Optimierungsvariablen	—
$\mathbf{w}_k$	Prozessrauschen	—
$\hat{\mathbf{w}}_k$	Schätzung des Prozessrauschens	—
$\mathbf{x}$	Zustandsvektor	—
$\mathbf{x}_k$	Zustandsvektor zum Zeitpunkt $T_S k$	—
$\tilde{\mathbf{x}}_k$	Erweiterteter Zustandsraum um die Störgrößen	—
$\hat{\mathbf{x}}_k$	Schätzung der Zustandsvektors	—
$\hat{\mathbf{x}}_k^-$	A-priori-Schätzung der Zustandsvektors	—
$\hat{\mathbf{x}}_k^+$	A-posteriori-Schätzung der Zustandsvektors	—
$\mathbf{y}$	Ausgangsvektor	—
$\mathbf{y}_k$	Ausgangsvektor zum Zeitpunkt $T_S k$	—
$\mathbf{z}$	Vektor der algebraischen Größen	—
$\mathbf{z}_k$	Algebraischer Variable zum Zeitpunkt $T_S k$	—
$\mathbf{A}$	Systemmatrix	—
$\mathbf{B}$	Eingangsmatrix	—
$\mathbf{C}$	Ausgangsmatrix	—
$\mathbf{D}$	Durchgriffsmatrix	—
$\mathbb{E}$	Erwartungswert	—
$\mathbf{F}$	Rechte Seite der zeitdiskreten Übertragungsfunktion	—
$\mathbf{H}$	Algebraische Gleichung der zeitdiskreten Zustandsraumdarstellung	—
$\mathbf{I}$	Einheitsmatrix	—
J	Kostenfunktion	—
$\mathbf{J}_h$	Jacobi-Matrix	—
$\mathbf{K}_k$	Kalmanverstärkungsmatrix	—
N	Prädiktionshorizont	—
N_u	Stellhorizont	—

$\mathbf{P}_k$	Kovarianzmatrix des Schätzfehlers	—
$\mathbf{P}_k^+$	A-posteriori-Schätzung der Fehlerkovarianzmatrix	—
$\mathbf{P}_k^-$	A-priori-Schätzung der Fehlerkovarianzmatrix	—
$\mathbf{Q}$	Kovarianzmatrix des Prozessrauschens	—
$\mathbf{Q}_J$	Gewichtungsmatrix der Referenzabweichung in der Kostenfunktion	—
$\mathbf{R}$	Kovarianzmatrix des Messrauschens	—
$\mathbf{R}_J$	Gewichtungsmatrix Stellgrößenänderung in der Kostenfunktion	—
T_s	Abtastzeit	s
λ	Lagrangemulikator für Gleichheitsbedingungen	—
μ	Lagrangemulikator für Ungleichheitsbedingungen	—
Φ	Transitionsmatrix	—

Salzschmelzereceiver

c_R	spezifische Wärmekapazität des Rohres	$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$
c_S	Wärmekapazität des Salzes	$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$
d_a	Außendurchmesser der Panelrohres	m
d_i	Innendurchmesser der Panelrohres	m
$\dot{m}_{S,p}$	Teilmassenstrom der Salzschmelze	kg s^{-1}
$\dot{m}_S$	Massenstrom der Salzschmelze	kg s^{-1}
n_G	Anzahl Panelgruppen	—
n_P	Anzahl parralleler Panels innerhalb einer Gruppe	—
n_R	Anzahl parralleler Rohre innerhalb einer Panels	—
ρ_R	Dichte des Reiverrohrs	kg m^{-3}
v_S	Fließgeschwindigkeit des Salzes	m s^{-1}
A_i	Halbe innere Mantelfläche des Rohres	m^2
A_p	Projezierte Mantelfläche des Rohres	m^2
A_q	Durchströmte Querschnittsfläche	m^2
C_R	Wärmekapazität des Panelrohres	$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$
C_S	Wärmekapazität der Salzschmelze im Panelrohr	$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$
$C_{S,K}$	Wärmekapazität der Salzschmelze im Sammelrohr	$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$
$C_{S,U}$	Wärmekapazität der Salzschmelze im Umlenkrohr	$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$

A_{kon}	Effektive Wärmeleitungsfläche in der Rohrwand	m^2
L_{P}	Länge der Panelrohres	K
Q_{abs}	Wärmeleitung zur Filmschicht	W
Q_{enth}	Stoffstrombedingter Wärmefluss	W
Q_{konv}	Konvektive Wärmefluss zwischen der Filmschicht und der Salzschnmelze	W
Q_{Rec}	Verteilung der Wärmestrahlungsdichte auf dem Receiver	W m^{-2}
Q_{vC}	Konvektive Verlustleistung	W
Q_{vth}	Verlustleistung durch Wärmestrahlung	W
T_{Fi}	Filmschichttemperatur	K
T_{Mtl}	Temperatur des Rohrmantelfläche	K
$T_{\text{Rec,out}}$	Auslauftemperatur des Salzes am Receiver	K
$T_{\text{Rec,in}}$	Einlauftemperatur des Salzes am Receiver	K
T_{S}	Temperatur des Salzes	K
$T_{\text{S,out}}$	Auslauftemperatur des Salzes	K
$T_{\text{S,in}}$	Einlauftemperatur des Salzes	K
T_{K}	Salztemperatur im Sammelrohr	K
T_{U}	Salztemperatur im Umlenkrohr	K
V_{R}	Volumen des Panelrohres	m^3
V_{S}	Volumen der Salzschnmelze im Panelrohr	m^3
α_{R}	Wärmeübergangskoeffizient an der Filmschicht im Rohr	—
α_{R}	Solarer Absorptionskoeffizienten des Rohres	—
$\alpha_{\text{R,M}}$	Wärmeübergangskoeffizient am Rohrmantel	—
η_{S}	dynamische Viskosität des Salzes	Pa s
λ_{R}	Wärmeleitfähigkeit des Rohres	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$
λ_{S}	Wärmeleitfähigkeit des Salzes	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$
ν_{S}	kinematische Viskosität des Salzes	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$
ρ_{S}	Dichte des Salzes	kg m^{-3}
Thermodynamik		
c	Spezifische Wärmekapazität	$\text{J mol}^{-1} \text{K}^{-1}$
q	Wärmestromdichte	W m^{-2}
v	Fließgeschwindigkeit der Stoffstromes	m/sec

Symbolverzeichnis

z	Kartesische Richtung	—
C	Wärmekapazität	J K^{-1}
Fo	Fourierzahl	—
Nu	Nusseltzahl	—
P	Wärmequelle	W
Pr	Prandtlzahl	—
Q_{solar}	Solare Wärmeleistung auf dem Receiver	W
Q	Wärmestrom	W
R	Allgemeine Gaskonstante	$8,314 \text{ J K}^{-1}$
Re	Reynoldszahl	—
R_{th}	Wärmewiderstand	$\text{J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$
T	Temperatur	K
T_{E}	Temperatur des östlichen Volumenelementes	K
T_{e}	Temperatur an östlicher Stinseite des Volumenelementes	K
T_{P}	Temperatur des zentralen Volumenelementes	K
T_{W}	Temperatur des westlichen Volumenelementes	K
T_{w}	Temperatur an westlicher Stinseite des Volumenelementes	K
α	Wärmeübergangskoeffizient	$\text{W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$
ϵ	Emmissionsgrad	—
λ	Wärmeleitfähigkeit	$\text{W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$
ρ	Dichte	kg m^{-3}
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante	$\text{W m}^{-2} \text{ K}^{-4}$

1 Einleitung

Das Pariser Abkommen von 2015 markierte einen Wendepunkt in der globalen Klimapolitik. Mit dem Ziel, die Erderwärmung auf maximal 1,5 °C bis zum Jahr 2100 über dem vorindustriellen Niveau zu begrenzen, setzt es einen klaren Rahmen für den Klimaschutz. Kern dieses Ziels ist die Reduktion der Netto-Treibhausgasemissionen auf null bis 2050 (NZE-Szenario). Um dies zu erreichen, bedarf es einer exponentiellen Steigerung der Energieerzeugung aus erneuerbaren Quellen wie Solar- und Windenergie [87].

Solarthermische Turmkraftwerke (im Folgenden: Solarturmkraftwerke) zählen zu den leistungsfähigsten Konzepten innerhalb der Konzentrierten Solarenergie (engl.: Concentrated Solar Power, CSP)-Technologien und könnten eine Schlüsselrolle in einer klimaneutralen Energieversorgung einnehmen. Ihr Funktionsprinzip beruht auf der Bündelung direkter Sonnenstrahlung mithilfe tausender präzise nachgeführter Spiegel (Heliostaten), die das Licht auf einen zentralen Receiver konzentrieren. Dort wird ein Wärmeübertragungsmedium auf extrem hohe Temperaturen erhitzt. Die besondere Stärke dieser Technologie liegt in der Fähigkeit, solare Wärmestromdichten von über 1000 kW m⁻² zu erreichen – ein Niveau, das Betriebstemperaturen oberhalb von 1000 °C ermöglicht. Dieser Temperaturbereich eröffnet nicht nur eine hocheffiziente Stromerzeugung, sondern auch den direkten Einsatz für thermochemische Prozesse wie die solare Wasserstoffproduktion.

Grüner Wasserstoff gilt als unverzichtbar für die Defossilisierung von Schifffahrt, Luftfahrt und Schwerindustrie. Diese Sektoren sind zusammen für einen erheblichen Anteil der globalen CO₂-Emissionen verantwortlich; insbesondere die Bereiche Stahl, Zement und Chemie sind für bis zu 70 % der CO₂-Emissionen im Industriesektor verantwortlich [49]. Viele industrielle Prozesse lassen sich aufgrund hoher Temperaturanforderungen oder kontinuierlicher Betriebsweisen nicht wirtschaftlich elektrifizieren. Ähnlich verhält es sich im Verkehrssektor, in dem Anwendungen mit besonders hohem Energiebedarf nicht effizient mit Batteriespeichern realisierbar sind [47].

Wasserstoff kann hier nicht nur als klimaneutraler Brennstoff dienen, sondern auch als Reduktionsmittel eingesetzt werden. Besonders in der Stahlproduktion, die mit einem Anteil von 7 % bis 8 % zu den größten industriellen Emissionsquellen weltweit zählt, birgt der Ersatz von Koks oder Erdgas durch Wasserstoff ein erhebliches Dekarbonisierungspotenzial. Erste Pilotprojekte wie die wasserstoffbasierte Direktreduktion bei Thyssenkrupp [44] belegen bereits die technische Umsetzbarkeit.

Trotz seines Potenzials wird Wasserstoff, der aufgrund der hohen Erzeugungskosten oft als „Champagner der Energieträger“ bezeichnet [53], derzeit noch als kostspielige Nischenlösung gehandelt. Die Wettbewerbsfähigkeit gegenüber fossilen Energieträgern entscheidet sich an den Levelised Cost of Hydrogen (LCOH), die Lebenszykluskosten pro Energieeinheit abbilden.

Um das Kostenpotenzial alternativer Wasserstofftechnologien einzuordnen, lohnt sich ein Blick auf die verschiedenen Produktionspfade:

- Die derzeit wirtschaftlichste Erzeugungsmethode ist die **Dampfreformierung** aus Erdgas, die jedoch mit einer erheblichen CO₂-Belastung verbunden ist. Die Herstellungskosten lagen bis 2021 bei etwa 1,0 \$ bis 3,0 \$ pro Kilogramm Wasserstoff. Infolge der geopolitischen Entwicklungen und des Rückgangs russischer Gasimporte stiegen die Kosten zeitweise in Nordwesteuropa auf bis zu 6 \$/kg. Mit der Beruhigung der Energiemärkte pendelten sie sich 2023 bis etwa 2,5 \$/kg ein.
- Eine klimafreundlichere Option stellt die **Biomassevergasung** dar. Sie erreicht bereits Herstellungskosten zwischen 2,7 \$ und 4,6 \$ pro Kilogramm. Ihr Ausbau ist jedoch begrenzt, da verfügbare Biomasseressourcen in Konkurrenz zur Nahrungsmittelproduktion stehen können [18].
- Die **Elektrolyse** mit Solarstrom, z. B. aus Photovoltaik (PV), verursacht aktuell mit 6,22 \$/kg die höchsten Kosten. Ursache ist die geringe Gesamteffizienz von etwa 11 %, resultierend aus einem PV-Wirkungsgrad von rund 18 % und einem Elektrolyseurwirkungsgrad von 61 %.
- Im Vergleich dazu bietet die **thermochemische Wasserspaltung** mittels Solarenergie einen direkteren Umwandlungsweg und könnte in Zukunft Kosten zwischen 2,4 \$/kg und 4,5 \$/kg bei einer Effizienz von bis zu 20 % erreichen. Diese Technologie hat jedoch noch nicht die Marktreife erlangt.

Der systembedingte Vorteil von CSP-Anlagen liegt in ihrer Fähigkeit zur thermischen Energiespeicherung, die eine bedarfsgerechte Stromerzeugung unabhängig von Echtzeit-Solareinstrahlung ermöglicht. Da thermische Speicher 80 % bis 90 % kostengünstiger sind als elektrische [11], eignen sie sich besonders gut, um die fluktuierende Einspeisung durch PV und Windkraft zu ergänzen [87].

Obwohl die Internationale Energieagentur (IEA) im NZE-Szenario¹ für das Jahr 2050 nur einen Anteil von 2 % für CSP im Strommix prognostiziert (vgl. Abbildung 1.1a), wird deren systemrelevante Rolle zur Erreichung eines Anteils von 88 % erneuerbarer Energien klar hervorgehoben. Wie Abbildung 1.1b zeigt, setzt dieses Ziel ein exponentielles Wachstum der weltweit installierten CSP-Kapazitäten voraus.

¹**NZE (Net Zero Emissions by 2050 Scenario):** Prognose zur Erreichung einer maximalen Erderwärmung von 1,5 °C und zur kompletten Einstellung der Netto-Kohlenstoff-Emission bis 2050.
STEPS (Stated Policies Szenario): Prognose basierend auf der angekündigten Energiepolitik der

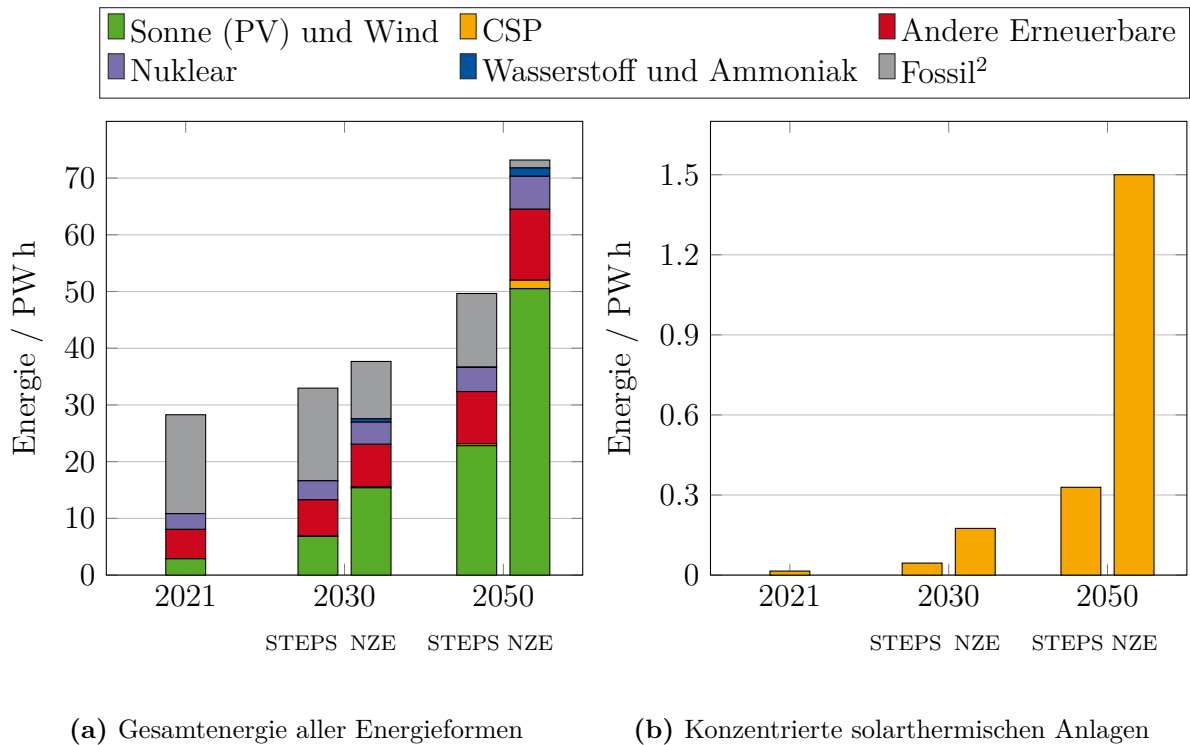


Abb. 1.1: Prognose für die weltweit installierte elektrische Kapazität nach Energieform und Szenario¹ von 2021 bis 2050 ([87])

Angesichts der bisherigen Entwicklung (vgl. Abbildung 1.2) stellt die Skalierung von CSP-Anlagen nach wie vor eine zentrale Herausforderung dar. Bis etwa 2014 erfolgte der Ausbau fast ausschließlich in Spanien und den Vereinigten Staaten. Danach kam es zu einer deutlichen Stagnation. Die Ursachen für die begrenzte Marktdurchdringung von CSP-Technologien sind vielschichtig:

- **Hohe Anfangsinvestitionen:** Großanlagen wie die spanische "Planta Solar 20" (PS20) mit 20 MW Leistung, einem 165 m hohen Turm und 1255 Heliostaten auf über 80 ha Fläche verdeutlichen die infrastrukturellen und finanziellen Dimensionen solcher Projekte [68]. Für deren Realisierung sind neben hohen Kapitalkosten auch politische Stabilität, wirtschaftliche Planungssicherheit und technologische Expertise erforderlich [11, 51].
- **Technologische Dualität:** Die Kombination aus einem präzise ausgerichteten optischen System (Heliostatenfeld) und dem thermischen oder thermochemischen Prozess erfordert ein aufeinander abgestimmtes Zusammenspiel zweier physikalisch

¹Länder.

²Mit **fossiler** Energie sind sowohl Anlagen gemeint, die Kohlenstoff in die Umwelt freisetzen, als auch Anlagen, die diesen einfangen und speichern.

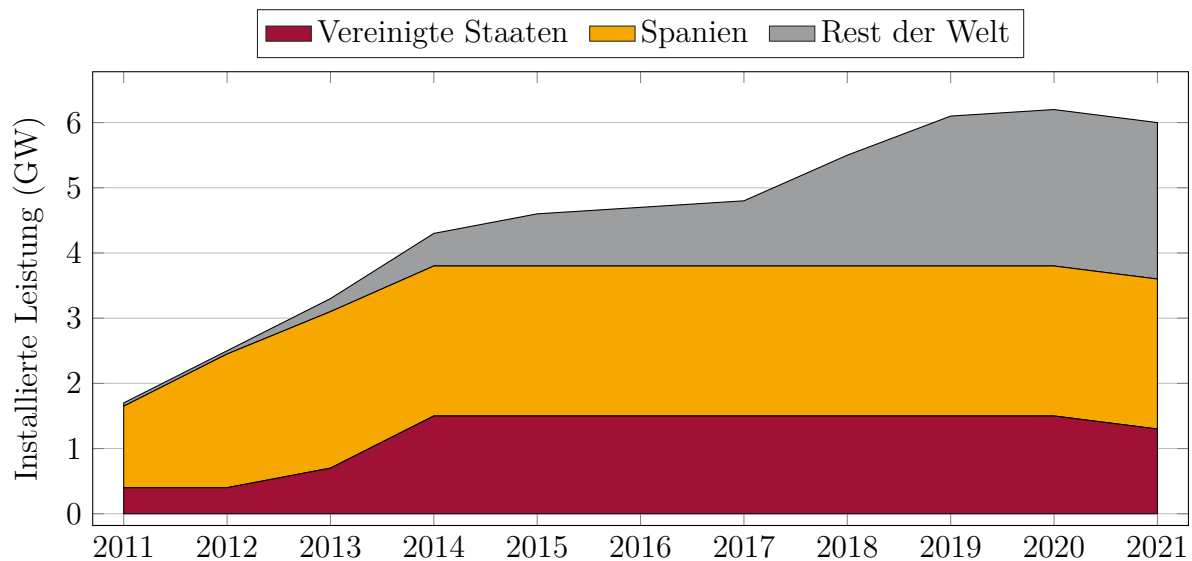


Abb. 1.2: Entwicklung der installierten elektrischen Leistung durch CSP-Anlagen von 2011 bis 2021 ([71])

sehr unterschiedlicher Subsysteme.

Trotz dieser Hemmnisse führten technologische Weiterentwicklungen in den letzten Jahren zu signifikanten Kostenreduktionen bei der Stromerzeugung aus CSP. Ein entscheidender Faktor für eine weitere Kostenreduktion könnte die Automatisierung sein. Aufgrund der hohen Komplexität erfordert der sichere und effiziente Betrieb von Solarturmkraftwerken intelligente Steuerungs- und Regelungskonzepte.

1.1 Motivation für die Regelung von solarthermischen Turmkraftwerken

Zur Einordnung der regelungstechnischen Anforderungen wird im Folgenden ein systematischer Überblick über Aufbau und Wirkprinzip dieser Anlagen gegeben – mit Fokus auf das optisch-thermische Subsystem. Nachgelagerte Komponenten wie thermische Speicher oder Kraftwerksblöcke bleiben dabei unberücksichtigt.

Am Beispiel der Solarturmanlage des Deutschen Zentrums für Luft- und Raumfahrt (DLR) in Jülich zeigt Abbildung 1.3 das Heliostatenfeld mit dem zentralen Receiver auf dem Turm. Die Heliostaten werden der Sonne nachgeführt und individuell gesteuert. Die verfügbare Solarleistung wird gemessen und abhängig vom Betriebszustand gezielt auf die Empfängerfläche, auch Receiver genannt, gelenkt. Je nach Energieanwendung kommen dabei unterschiedliche Reivertechnologien zum Einsatz.

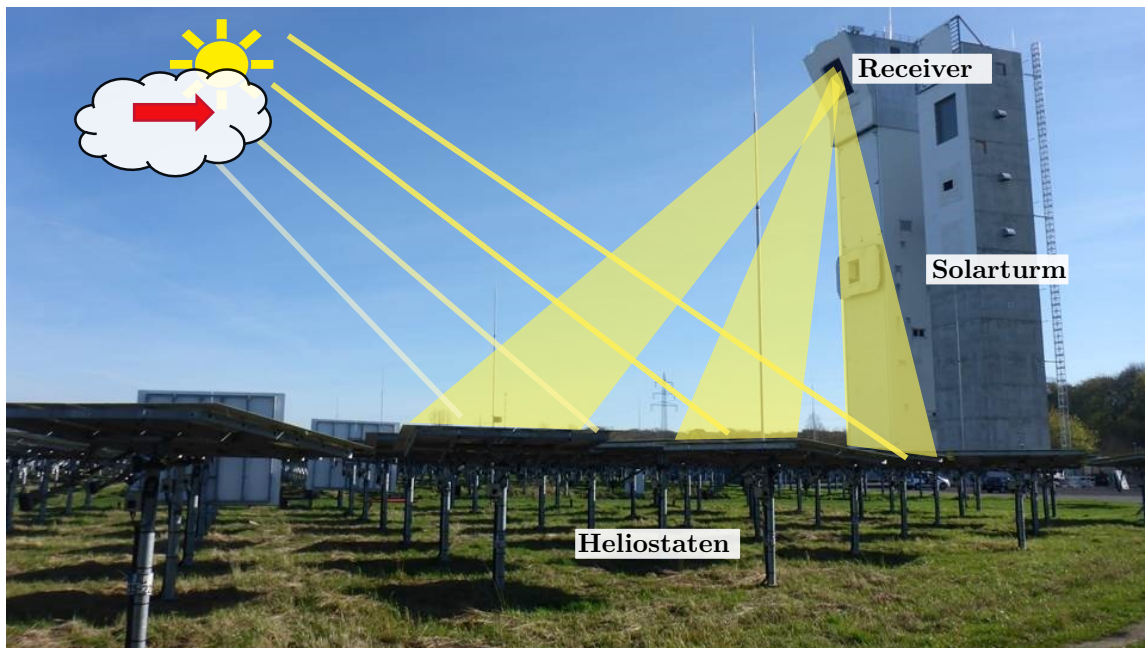


Abb. 1.3: Solarturm Jülich, Quelle: DLR

Im Rahmen dieser Arbeit wurden regelungstechnische Konzepte für zwei Systeme entwickelt und getestet:

- Ein Salzschnelzereceiver zur Erzeugung von Elektrizität
- Ein Multireaktorsystem zur Erzeugung von Wasserstoff

Abbildung 1.4 veranschaulicht die grundlegenden Unterschiede zwischen den beiden in dieser Arbeit untersuchten Anwendungen. Im **Salzschnelzereceiver** wird ein flüssiges Salz als Wärmeträger durch ein mäanderförmiges Rohrsystem geführt und durch konzentrierte Solarstrahlung aufgeheizt. Ziel ist es, die Temperatur der austretenden Salzschnelze präzise zu regeln.

Beim **Multireaktorreceiver** hingegen wird die Sonnenstrahlung auf mehrere diskrete Reaktormodule verteilt, in denen die thermochemische Wasserstoffproduktion in einem zyklischen Redoxprozess erfolgt. Hier steht die Maximierung des Wasserstofftrags im Vordergrund.

Eingangs- und Regelgrößen Die Betriebsführung beider Systeme erfolgt primär durch die Regelung thermischer Größen, insbesondere der Temperatur. Beim Salzschnelzereceiver bildet der Massenstrom des Salzes die Stellgröße, während die Strahlungsverteilung als externe Störgröße aufgefasst und von einer übergeordneten Regelung, dem Heliostat Field Control System (HeliOS) [37], eingestellt wird.

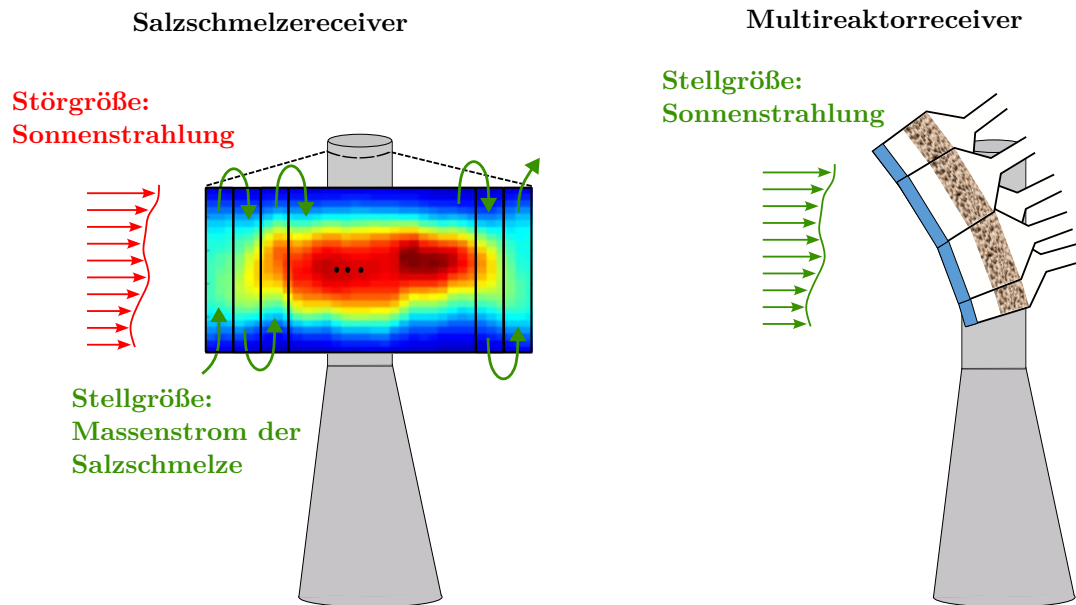


Abb. 1.4: Salzschmelzereceiver und Multireaktorreceiver im Vergleich

Beim Multireaktorreceiver ist die Strahlungsleistung selbst die Stellgröße. Diese wird von der zu entwickelnden Regelung festgelegt und anschließend durch das Zielpunktsteuerungssystem (ZPS) über die präzise Ausrichtung des Heliostatenfeldes auf die einzelnen Reaktoren realisiert. Die Fließgeschwindigkeit der Reaktionsgase wird dabei konstant auf einem maximalen Niveau gehalten, da eine hohe Geschwindigkeit prozessbedingt zweckmäßig für die Reaktionen ist [72].

Dynamik und Herausforderungen Beide Systeme sind durch eine ausgeprägte thermische Trägheit, signifikante Verzögerungszeiten sowie externe dynamische Störungen charakterisiert, welche vor allem durch Wolkendurchzüge verursacht werden. Besonders herausfordernd sind schnelle Änderungen der Einstrahlung, beispielsweise beim plötzlichen Wiedererscheinen der Sonne nach einer Wolkenpassage, da sie ohne frühzeitige Gegenmaßnahmen zur Überschreitung von Temperatur- oder Flusssdichtegrenzen führen können [26]. Im Multireaktorreceiver kommt erschwerend hinzu, dass der diskrete und zyklische Charakter der Reaktionen ein gemischt-ganzzahliges Optimierungsproblem erzeugt: Die Strahlung muss räumlich und zeitlich optimal verteilt und der Umschaltzeitpunkt zwischen Reduktion und Oxidation präzise bestimmt werden.

Grenzen konventioneller Regelungsverfahren Klassische Regelungsverfahren, wie etwa die PID-Regelungen mit Vorsteuerung, sind in der CSP-Praxis weit verbreitet [84]. Ergänzt werden sie häufig durch heuristische Maßnahmen wie die Defokussierung einzelner

Heliostaten bei kritischer Flussdichte [5]. Diese Strategien weisen jedoch strukturelle Schwächen auf:

- Kritische Prozessgrößen wie die Filmschichttemperatur oder die lokal absorbierte Wärmeflussdichte sind nicht direkt messbar.
- Die Regelung erfolgt reaktiv und kann Grenzwertverletzungen nicht präventiv verhindern.
- Durch lange Totzeiten und thermische Speicherwirkungen sind konventionelle Regelungen häufig zu langsam.

Während der Salzschnmelzereceiver zumindest mit etablierten Reglern betrieben werden kann, fehlt für Multireaktorsysteme bislang ein standardisierter Regelungsansatz aufgrund des noch frühen Entwicklungsstadiums. In der Praxis erfolgt die Bestrahlung oft manuell oder folgt festen Zeitplänen, bei denen Reaktoren bis zur Erreichung sicherer Temperaturgrenzen maximal bestrahlt werden. Eine optimierte, automatisierte Betriebsführung unter Berücksichtigung aller Reaktoren und Randbedingungen ist Gegenstand aktueller Forschung.

1.2 Zielsetzung und Aufbau der Arbeit

Die Regelung solarthermischer Turmanlagen stellt eine besondere Herausforderung dar: Nichtlineare Wärmeübertragungsprozesse, große Totzeiten, eine zeitvariable Prozessdynamik sowie stochastische Störungen – insbesondere durch schnell wechselnde Wolkenformationen – führen zu einem hochdynamischen Systemverhalten. Konventionelle Regler wie PID-Ansätze arbeiten in diesem Umfeld oft zu reaktiv und können kritische Zustände weder frühzeitig erkennen noch gezielt vermeiden.

Die Modellprädiktive Regelung (MPR) bietet in diesem Kontext einen vielversprechenden Lösungsansatz. Sie integriert physikalisch motivierte Prozessmodelle in ein Optimierungsverfahren, das das zukünftige Systemverhalten über einen Prädiktionshorizont hinweg bewertet und dabei sowohl Sicherheit als auch Effizienz in einer Mehrzielstrategie berücksichtigt. Durch diese vorausschauende Regelung können Grenzwertverletzungen vermieden, dynamische Störungen robuster kompensiert und gleichzeitig das nutzbare Energiepotenzial solarthermischer Systeme besser ausgeschöpft werden.

Ziel dieser Arbeit ist es, die prinzipielle Eignung, den praktischen Nutzen und die technischen Grenzen der MPR für den Einsatz in Solarturmkraftwerken zu untersuchen. Im Mittelpunkt stehen dabei drei zentrale Fragestellungen:

- **Echtzeitfähigkeit:** Ist ein MPR-Konzept unter Berücksichtigung der Modellkomplexität in Echtzeitanwendungen umsetzbar?

- **Prozessnutzen:** Welchen Beitrag leistet die MPR zur Erhöhung von Regelgüte, Betriebssicherheit und Energieeffizienz im Vergleich zu klassischen Regelverfahren?
- **Technische Umsetzbarkeit:** Welche Einschränkungen ergeben sich bei der praktischen Implementierung infolge von Modellunsicherheiten, Sensorverfügbarkeit oder Stellgrößenverzögerungen?

Der Aufbau dieser Arbeit orientiert sich an einer methodisch-systematischen Vorgehensweise:

- Kapitel 2 vermittelt die **theoretischen Grundlagen** der MPR, der Zustandsbeobachtung und der verwendeten Modellierungsarten. Die Anforderungen solarthermischer Systeme an Regelung und Modellstruktur werden dabei spezifiziert.
- Kapitel 3 behandelt die Anwendung auf einen **Salzschmelzereceiver** zur Stromproduktion. Nach einer Beschreibung des thermischen Systems und der Prozessgrenzen wird ein echtzeitfähiges, reduziertes Streckenmodell entwickelt und anhand eines detaillierten Simulationsmodells validiert. Darauf aufbauend erfolgt die Regelungsauslegung sowie eine umfassende Validierung in Dymola mit über 30 dynamischen Testszenarien. Ein Vergleich mit einem Referenzregler schließt die Bewertung ab.
- Kapitel 4 widmet sich der Regelung eines **Multireaktorreceivers** zur solaren Wasserstofferzeugung. Die zusätzliche Herausforderung besteht hier in der gleichzeitigen Berücksichtigung chemischer Prozesse und in der Aufteilung der Strahlungsleistung auf mehrere Reaktoren. Es wird ein stark vereinfachtes Reaktormodell entwickelt und im Zusammenspiel mit einem erweiterten Kalman-Filter zur Zustandsschätzung eingesetzt. Neben umfangreichen Voruntersuchungen zur Reduktionsoptimierung erfolgt eine Validierung der Regelung am Solarturm Jülich mit realer Einstrahlung und einem virtuellen Streckenmodell.
- Kapitel 5 gibt eine **Zusammenfassung** der Ergebnisse, bewertet die Leistungsfähigkeit und Limitationen der MPR für beide Anwendungen und gibt einen **Ausblick** auf zukünftige Entwicklungen – sowohl im Hinblick auf die Skalierbarkeit der Regelung als auch auf mögliche Kombinationen mit datengetriebenen Methoden.

Durch die Kombination aus simulationsgestützter Entwicklung und realitätsnaher Erprobung leistet diese Arbeit einen Beitrag zur systematischen Bewertung modellprädiktiver Regelungsverfahren in der solarthermischen Energietechnik.

2 Grundlagen der Modellprädiktiven Regelung

Ausgehend von den in Kapitel 1.1 formulierten Anforderungen werden in diesem Kapitel die theoretischen und algorithmischen Grundlagen zur Entwicklung einer MPR für solarthermische Receiver vorgestellt. Der Fokus liegt auf der mathematischen Modellierung, der Zustandsschätzung sowie der Formulierung und numerischen Lösung des zugehörigen zeitdiskreten Optimalsteuerungsproblems (OCP).

Der Aufbau des Kapitels orientiert sich am typischen Implementierungsablauf einer MPR und gliedert sich wie folgt:

Zunächst wird die Systemdynamik in Form einer nichtlinearen, zeitdiskreten Zustandsraumdarstellung beschrieben, welche die Grundlage für die prädiktive Vorhersage bildet. Im Anschluss werden geeignete Modellierungsansätze vorgestellt, mit denen sich die wesentlichen thermischen und chemischen Prozesse solarthermischer Receiver physikalisch konsistent, echtzeitfähig und modellbasiert abbilden lassen. Dazu zählen auch Methoden zur räumlichen Diskretisierung, mit denen orts aufgelöste Temperaturverteilungen erfasst werden können.

Darauf aufbauend wird ein zeitdiskretes OCP formuliert, das als mathematische Grundlage der MPR dient. Dieses basiert auf einer physikalischen Modellierung des Systems und bildet Zielgrößen sowie Nebenbedingungen, wie Temperatur- oder Flussdichtegrenzen, explizit ab. Zur Umsetzung in Echtzeit werden geeignete numerische Lösungsverfahren ausgewählt, die eine Optimierung innerhalb der vorgegebenen Rechenzeit ermöglichen. Da viele systemkritische Zustände, wie lokale Temperaturen oder Stoffkonzentrationen, nicht direkt messbar sind, wird ein Zustandsschätzer benötigt. Hierzu wird das Erweiterte Kalman-Filter (EKF) eingeführt, das sich durch seine Eignung für nichtlineare, dynamische Prozesse auszeichnet. Es erlaubt die kontinuierliche Anpassung des Systemzustands auf Basis gemessener Ausgangsgrößen und dient so als Schnittstelle zwischen Modell und realem System.

Ziel dieses Kapitels ist es, das methodische Fundament zu legen, auf dem in den folgenden Kapiteln die MPR für den Salzsammel- und Multireaktorreceiver spezifiziert, implementiert und validiert werden können.

2.1 Regelungstechnische Grundlagen

Die Anwendung der MPR stellt hohe Anforderungen an die Modellierung und Umsetzung: Damit das zeitdiskrete OCP effizient und zuverlässig gelöst werden kann, muss die Systembeschreibung differenzierbar, stetig und numerisch gut konditioniert sein [28].

Zudem müssen die verwendeten Algorithmen in der Lage sein, innerhalb des vorgegebenen Abtastintervalls eine zulässige und konvergente Lösung zu liefern. Dies erfordert eine geeignete zeitdiskrete Formulierung der Dynamik sowie effiziente numerische Verfahren zur Lösung des OCP.

Die folgenden Abschnitte behandeln daher zunächst die Zustandsraumdarstellung als Grundlage für die zeitliche Vorhersage der Systemdynamik.

2.1.1 Zustandsraumdarstellung

Die Zustandsraumdarstellung folgt der Notation nach [2] und bildet das dynamische und statische Systemverhalten durch einen Satz von n Differentialgleichungen erster Ordnung ab. Durch Überführung in eine vektorielle Schreibweise ergibt sich die zeitkontinuierliche Darstellung mit dem Zustandsvektor $\mathbf{x} = [x_1 \ x_2 \ \dots \ x_n]^\top$ und dem Eingangsvektor $\mathbf{u}$ in allgemeiner Form:

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{f}(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t)) \quad (2.1)$$

$$\mathbf{y}(t) = \mathbf{g}(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t)), \quad (2.2)$$

wobei die nichtlineare Funktion $\mathbf{f}$ die Systemdynamik und $\mathbf{g}$ die Ausgangsgrößen $\mathbf{y}$ in Abhängigkeit von $\mathbf{x}$ und $\mathbf{u}$ beschreibt. Die Wahl der Zustände x_i orientiert sich dabei sowohl an der physikalischen Interpretierbarkeit als auch an ihrer Relevanz für die Regelung, etwa im Hinblick auf Steuerbarkeit, Beobachtbarkeit oder Zielgrößenbezug. Für lineare Systeme vereinfacht sich die Darstellung in Matrixschreibweise zu

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{x}(t) + \mathbf{B}\mathbf{u}(t) \quad (2.3)$$

$$\mathbf{y}(t) = \mathbf{C}\mathbf{x}(t) + \mathbf{D}\mathbf{u}(t), \quad (2.4)$$

wobei $\mathbf{A}$, $\mathbf{B}$, $\mathbf{C}$ und $\mathbf{D}$ die System-, Eingangs-, Ausgangs- und Durchgriffsmatrix darstellen.

Treten zusätzlich algebraische Gleichungen auf (z. B. durch statische Nebenbedingungen), erweitert sich das System zu einer Differential-Algebraischen Gleichung (DAE) [55] mit der algebraischen Variable $\mathbf{z}$:

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{f}(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t), \mathbf{z}(t)) \quad (2.5)$$

$$0 = \mathbf{h}(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t), \mathbf{z}(t)) \quad (2.6)$$

$$\mathbf{y}(t) = \mathbf{g}(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t), \mathbf{z}(t)) \quad (2.7)$$

2.1.2 Zeitdiskretisierung durch numerische Integration

Die Einbindung eines zeitkontinuierlichen Modells in das OCP führt zu einem *unendlich-dimensionalen* Optimierungsproblem, da die Stellgröße $\mathbf{u}(t)$ über einem kontinuierlichen Prädiktionshorizont definiert ist. Um dies zu vermeiden, wird die kontinuierliche Zustandsraumdarstellung zeitdiskretisiert. Dabei werden die System- und Eingangsgrößen $\mathbf{x}(t)$ und $\mathbf{u}(t)$ nur zu äquidistanten Zeitpunkten $t^* = kT_s$ mit der Abtastzeit T_s betrachtet.

Dadurch ergibt sich ein approximiertes, endlichdimensionales *zeitdiskretes Optimalsteuerungsproblem*, das numerisch gelöst werden kann und die Grundlage der MPR bildet.

Der Zustandsübergang zum nächsten Zeitschritt $t = (k + 1)T_s$ erfolgt nach [57] durch die Integration der Zustandsgleichung 2.5 über ein Abtastintervall:

$$\mathbf{x}_{k+1} = \int_{kT_s}^{(k+1)T_s} \mathbf{f}(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t)) dt \quad (2.8)$$

Für lineare Systeme lässt sich eine analytische Lösung mittels der Transitionsmatrix $\Phi = \exp(\mathbf{A}T_s)$ formulieren:

$$\mathbf{x}_{k+1} = \Phi \mathbf{x}_k + (\Phi - \mathbf{I}) \mathbf{A}^{-1} \mathbf{B} \mathbf{u}_k \quad (2.9)$$

Bei nichtlinearen Systemen mit algebraischen Nebenbedingungen ist hingegen eine numerische Approximation erforderlich.

Grundsätzlich wird zwischen expliziten und impliziten Integrationsverfahren unterschieden. Bei expliziten Methoden hängt die Lösung $\mathbf{x}_{k+1}$ nur vom bekannten, aktuellen Zustand $\mathbf{x}_k$ ab, während sie bei impliziten Verfahren auch von sich selbst beeinflusst wird [20, 22]:

$$\mathbf{x}_{k+1} = \mathbf{x}_k + T_s \mathbf{f}(\mathbf{x}_k, \mathbf{u}_k) \quad \text{explizit} \quad (2.10)$$

$$\mathbf{x}_{k+1} = \mathbf{x}_k + T_s \mathbf{f}(\mathbf{x}_{k+1}, \mathbf{u}_k) \quad \text{implizit} \quad (2.11)$$

Explizite Verfahren Explizite Integrationsverfahren sind einfach zu implementieren und effizient in der Berechnung, weshalb sie häufig in der MPR eingesetzt werden. Allerdings besteht bei zu großen Zeitschritten die Gefahr numerischer Instabilität. Systeme mit stark unterschiedlichen Dynamiken – sogenannte steife Systeme – reagieren besonders empfindlich auf die Wahl der Integrationsschrittweite.

Innerhalb einer Integrationsklasse unterscheiden sich die Verfahren durch ihre Ordnung. Höherwertige Verfahren benötigen mehr Funktionsauswertungen, liefern dafür aber genauere Näherungen. Das Runge-Kutta Verfahren 4. Ordnung (RK4) bietet einen Kompromiss zwischen Genauigkeit und Effizienz und wird für den Einsatz in der MPR

in der Literatur empfohlen [28]. Es gehört zur Familie der Runge-Kutta-Verfahren, deren Struktur sich mithilfe eines sogenannten *Butcher-Tableaus* darstellen lässt (siehe Abschnitt A.1) [43]. Dieses fasst die Gewichte und Stützstellen der einzelnen Zwischenschritte systematisch zusammen und definiert damit die Auswertungspunkte innerhalb eines Integrationsintervalls.

Im Fall des expliziten RK4-Verfahrens ergeben sich die folgenden Zwischenwerte für den nächsten Zustand $\mathbf{x}_{k+1}$:

$$\begin{aligned} \mathbf{k}_1 &= \mathbf{f}(t, \mathbf{x}_k) \\ \mathbf{k}_2 &= \mathbf{f}\left(t + \frac{T_s}{2}, \mathbf{x}_k + \frac{T_s}{2} \mathbf{k}_1\right) \\ \mathbf{k}_3 &= \mathbf{f}\left(t + \frac{T_s}{2}, \mathbf{x}_k + \frac{T_s}{2} \mathbf{k}_2\right) \\ \mathbf{k}_4 &= \mathbf{f}(t + T_s, \mathbf{x}_k + T_s \mathbf{k}_3) \\ \mathbf{x}_{k+1} &= \mathbf{x}_k + \frac{T_s}{6} \mathbf{k}_1 + \frac{T_s}{3} \mathbf{k}_2 + \frac{T_s}{3} \mathbf{k}_3 + \frac{T_s}{6} \mathbf{k}_4 \end{aligned}$$

Implizite Verfahren Implizite Methoden erfordern die Lösung eines nichtlinearen Gleichungssystems pro Zeitschritt. Sie bieten jedoch bessere Stabilitätseigenschaften und ermöglichen größere Schrittweiten. Camacho und Bordons [21] empfehlen den Einsatz impliziter Integrationsverfahren in MPR-Anwendungen mit langsamen oder steifen Dynamiken, wie sie in Solarkraftwerken vorkommen. Dort überwiegen Rechenstabilität und Schrittweitenflexibilität die Anforderungen an numerische Genauigkeit.

Für die effiziente Integration von Differential-Algebraischen Gleichungen (DAE) wird das implizite Euler-Verfahren empfohlen, da es

- A-stabil ist (unbedingte Stabilität für alle Schrittweiten $T_s > 0$),
- robust gegenüber Modellunsicherheiten bleibt (z. B. bei vereinfachten Receiver-Modellen) und
- strukturkompatibel mit DAE-Systemen ist sowie sich effizient mit dem Newton-Verfahren lösen lässt [42].

Das implizite Euler-Verfahren ergibt sich in zeitdiskreter Form zu:

$$\mathbf{x}_{k+1} = \mathbf{x}_k + T_s \mathbf{f}(t + T_s, \mathbf{x}_{k+1}) \quad (2.12)$$

Für eine konsistente Darstellung analog zu RK4 nach dem Butcher-Tableau wird eine algebraische Zwischenvariable

$$\mathbf{k}_1 = \mathbf{f}(t + T_s, \mathbf{x}_k + T \mathbf{k}_1) \quad (2.13)$$

eingeführt, woraus folgt:

$$\mathbf{x}_{k+1} = \mathbf{x}_k + T_s \mathbf{k}_1$$

Nach Lösung des Gleichungssystems lässt sich schließlich die zeitdiskrete, algebraische Zustandsraumdarstellung in allgemeiner Form formulieren als:

$$\begin{aligned} \mathbf{x}_{k+1} &= \mathbf{F}(\mathbf{x}_k, \mathbf{u}_k, \mathbf{z}_{k+1}, T_s) \\ 0 &= \mathbf{H}(\mathbf{x}_{k+1}, \mathbf{u}_k, \mathbf{z}_{k+1}) \\ \mathbf{y}_{k+1} &= \mathbf{g}(\mathbf{x}_{k+1}, \mathbf{u}_k, \mathbf{z}_{k+1}) \end{aligned} \quad (2.14)$$

Die Großbuchstaben $\mathbf{F}$ und $\mathbf{H}$ sind mit $\mathbf{f}$ bzw. $\mathbf{h}$ verwandt und deuten die Funktionsauswertung der zeitdiskreten Zustandsraumdarstellung an. Der algebraische Zustandsvektor $\mathbf{z}$ setzt sich dabei aus der systemspezifischen Komponente und der integrationsspezifischen Variable $\mathbf{k}_1$ zusammen.

2.1.3 Newton-Verfahren

Zur Lösung der impliziten, nichtlinearen algebraischen Gleichungen 2.14 ist ein numerisches Verfahren erforderlich. Hierfür wird das Newton-Verfahren eingesetzt, das einen weit verbreiteten iterativen Algorithmus zur Nullstellensuche für stetig differenzierbare Funktionen darstellt [63].

Gegeben sei eine stetig differenzierbare Funktion

$$\mathbf{h}(\mathbf{z}) = 0, \quad \mathbf{z} \in \mathbb{R}^{n_z}, \quad (2.15)$$

wobei n_z die Anzahl der algebraischen Variablen bezeichnet. Ziel ist es, die algebraischen Nebenbedingungen des Systems zu erfüllen, indem $\mathbf{z}$ so bestimmt wird, dass $\mathbf{h}(\mathbf{z}) = 0$ gilt.

Die Grundidee des Verfahrens besteht darin, $\mathbf{h}$ lokal um einen aktuellen Schätzwert $\mathbf{z}_i$ mittels einer Taylor-Entwicklung erster Ordnung zu linearisieren:

$$\mathbf{h}(\mathbf{z}_i) + \frac{\partial \mathbf{h}}{\partial \mathbf{z}}(\mathbf{z}_i)(\mathbf{z} - \mathbf{z}_i) = 0 \quad (2.16)$$

Die dabei entstehende Jacobi-Matrix $\mathbf{J}_h(\mathbf{z}_i) := \frac{\partial \mathbf{h}}{\partial \mathbf{z}}(\mathbf{z}_i)$ beschreibt die lokale Sensitivität der Funktion $\mathbf{h}$ bezüglich der Unbekannten $\mathbf{z}$ am Punkt $\mathbf{z}_i$. Unter der Voraussetzung, dass $\mathbf{J}_h(\mathbf{z}_i)$ nicht singulär ist, ergibt sich die Iterationsvorschrift:

$$\mathbf{z}_{i+1} = \mathbf{z}_i - \mathbf{J}_h(\mathbf{z}_i)^{-1} \mathbf{h}(\mathbf{z}_i) \quad (2.17)$$

Ein iteratives Lösungsschema für die dabei auftretenden nichtlinearen Gleichungen zeigt Algorithmus 1. Der Algorithmus wird so lange ausgeführt, bis eine Abbruchbedingung

erfüllt ist. Typische Kriterien sind das Erreichen einer vorgegebenen Toleranz ϵ , z. B. $\|h(z_i)\| > \epsilon$, oder eine maximale Anzahl an Iterationen $i_{\max}$.

Für den Einsatz in der MPR wird letzteres gewählt, um eine deterministische Rechenzeit sicherzustellen, welches ein entscheidendes Kriterium bei Echtzeitanwendungen ist. Der damit verbundene Verzicht auf eine garantierte Lösungsgenauigkeit stellt einen bewussten Kompromiss zugunsten der zeitlichen Vorhersagbarkeit dar [70]. In simulations- und regelungstechnischen Anwendungen hat sich dieser Ansatz in der Praxis bewährt.

Algorithmus 1 Newton-Verfahren

```
Initialisiere  $z_0$ 
Setze  $i = 0$ 
while  $i < i_{\max}$  do
    Berechne  $h(z_i)$  und  $J_h(z_i)$ 
    Löse  $J_h(z_i) \cdot \Delta z_i = -h(z_i)$ 
    Aktualisiere  $z_{i+1} = z_i + \Delta z_i$ 
     $i = i + 1$ 
end while
```

2.1.4 Skalierung

Die Skalierung der Systemgrößen ist ein zentraler Bestandteil optimierungsbasierter Regelungsverfahren wie der MPR und des EKF (siehe Abschnitt 2.3.4). Sie verfolgt zwei Hauptziele: Erstens ermöglicht sie eine vergleichbare Gewichtung der Zustands- und Eingangsgrößen in der Kostenfunktion. Zweitens verbessert sie die numerische Stabilität und Konvergenzgeschwindigkeit der verwendeten Optimierungs- und Schätzalgorithmen – insbesondere bei schlecht konditionierten Systemen [63, 80].

Physikalische Größen wie Temperaturen, Massenströme oder Stellgrößen unterscheiden sich typischerweise um mehrere Dekaden in ihren Größenordnungen. Ohne Normierung könnten dominante Signale die Optimierung verzerren, während kleinere Größen trotz hoher Relevanz vernachlässigt würden. Durch eine geeignete Skalierung werden alle relevanten Größen auf einen vergleichbaren Wertebereich (meist $[0, 1]$) normiert, wodurch eine nachvollziehbare Gewichtung möglich wird, ohne das zugrunde liegende Systemverhalten zu verändern.

Die Skalierung erfolgt üblicherweise durch Division der unskalierten Originalgrößen $\mathbf{x}, \mathbf{u}, \mathbf{z}, \mathbf{y}$ durch geeignete Referenzwerte (z. B. maximal zulässige oder typische Betriebswerte):

$$\mathbf{x}^{\text{sc}} = \frac{\mathbf{x}}{\mathbf{x}_{\max}}, \quad \mathbf{u}^{\text{sc}} = \frac{\mathbf{u}}{\mathbf{u}_{\max}}, \quad \mathbf{z}^{\text{sc}} = \frac{\mathbf{z}}{\mathbf{z}_{\max}}, \quad \mathbf{y}^{\text{sc}} = \frac{\mathbf{y}}{\mathbf{y}_{\max}} \quad (2.18)$$

Hierbei bezeichnet der Exponent *sc* skalierte Größen. In der praktischen Umsetzung müssen die Ergebnisse wieder zurückskaliert werden, um physikalisch interpretierbare Werte zu erhalten.

Die resultierende skalierte Darstellung kann direkt in die zeitdiskrete Systembeschreibung eingesetzt werden. Für die skalierten Größen ergibt sich:

$$\begin{aligned} \mathbf{x}_{k+1}^{\text{sc}} &= \frac{1}{\mathbf{x}_{\text{max}}} \cdot \mathbf{F}(\mathbf{x}_{\text{max}} \cdot \mathbf{x}_k^{\text{sc}}, \mathbf{u}_{\text{max}} \cdot \mathbf{u}_k^{\text{sc}}, \mathbf{z}_{\text{max}} \cdot \mathbf{z}_{k+1}^{\text{sc}}, T_s) \\ 0 &= \mathbf{H}(\mathbf{x}_{\text{max}} \cdot \mathbf{x}_{k+1}^{\text{sc}}, \mathbf{u}_{\text{max}} \cdot \mathbf{u}_k^{\text{sc}}, \mathbf{z}_{\text{max}} \cdot \mathbf{z}_{k+1}^{\text{sc}}) \\ \mathbf{y}_{k+1}^{\text{sc}} &= \frac{1}{\mathbf{y}_{\text{max}}} \cdot \mathbf{g}(\mathbf{x}_{\text{max}} \cdot \mathbf{x}_{k+1}^{\text{sc}}, \mathbf{u}_{\text{max}} \cdot \mathbf{u}_k^{\text{sc}}, \mathbf{z}_{\text{max}} \cdot \mathbf{z}_{k+1}^{\text{sc}}) \end{aligned} \quad (2.19)$$

Zur Vereinfachung der Darstellung wird im Folgenden wieder die ursprüngliche Notation gemäß Gleichung 2.14 verwendet. Es ist jedoch zu beachten, dass sowohl die Gewichtungen im Reglerentwurf als auch die Schätzalgorithmen auf der skalierten Modellform basieren.

2.2 Modellierung thermischer Systeme

Nach der zeitlichen Diskretisierung und Skalierung der Systemgleichungen wird in diesem Abschnitt die Herleitung geeigneter physikalischer Modelle zur Beschreibung des dynamischen Verhaltens thermischer Systeme behandelt. Diese Modelle bilden die Grundlage für die Zustandsschätzung (siehe Abschnitt 2.3.4) und die regelungstechnische Auslegung im Rahmen der MPR.

Im Fokus stehen dabei die betrachteten Receiverstrukturen, die sich durch eine hohe thermische Trägheit und komplexe räumliche Wärmetransportprozesse auszeichnen. Ziel ist eine hinreichend genaue Abbildung dieser Prozesse bei gleichzeitig vertretbarer Rechenkomplexität für die spätere Echtzeit-Optimierung.

Obwohl auch datengetriebene Modelle (beispielsweise neuronale Netze oder modellfreie Ansätze wie das DeePC-Verfahren [24] oder die datengetriebene MPC mit garantierter Stabilität [12]) erfolgreich in MPR-Anwendungen eingesetzt wurden, liegt der Fokus dieser Arbeit auf physikalisch-basierten Modellen. Diese erlauben eine systematische Beschreibung nicht direkt messbarer Zustände und ermöglichen die explizite Berücksichtigung physikalischer Nebenbedingungen, wie lokale Überhitzungen im gesamten System zu erfassen.

Da die Receiver unterschiedliche thermische Charakteristiken aufweisen, werden für sie jeweils spezifische Modellierungsansätze gewählt. Der Reaktorreceiver wird aufgrund seiner räumlich verteilten thermischen Prozesse mittels eines verteilt-parametrischen Ansatzes mit finiten Volumen beschrieben (siehe Abschnitt 2.2.1), angelehnt an [41]. Dagegen

eignet sich für den Salzschnelzereceiver mit seiner homogenen Temperaturverteilung eine Modellierung mit konzentrierten Parametern, wie in Abschnitt 3.3 behandelt wird.

Die Modelle müssen dabei mehreren Anforderungen gerecht werden:

- Sie sollen das dynamische Verhalten des Systems sowohl im transienten als auch statischen Zustand realitätsnah abbilden.
- Sie müssen für den Einsatz in Optimierungs- und Schätzverfahren ausreichend schnell berechenbar sein.
- Sie sollen robust gegenüber Störungen und Modellunsicherheiten sein, um eine stabile Performanz zu gewährleisten [76].

Im Folgenden wird zunächst die verteilt-parametrische Modellierung behandelt, da sie sowohl eine höhere Komplexität als auch eine größere Allgemeingültigkeit aufweist.

2.2.1 Verteilt-parametrische Modellierung

Die folgenden Ausführungen basieren auf den Lehrbüchern [60] und [35] sowie der Dissertation [69]. Systeme, bei denen sich die physikalischen Eigenschaften kontinuierlich über Raum und Zeit verteilen, werden als *verteilt-parametrische Systeme* bezeichnet. Typische Beispiele sind Temperatur- oder Konzentrationsverteilungen innerhalb eines Mediums. Im Gegensatz dazu wird bei *Systemen mit konzentrierten Parametern* angenommen, dass Zustandsgrößen innerhalb definierter Volumenelemente homogen sind und sich nur zeitlich, jedoch nicht räumlich ändern.

Beide Modellierungsansätze lassen sich ineinander überführen: Durch Diskretisierung eines verteilt-parametrischen Systems in endliche, gekoppelte Teilvolumina entsteht ein Modell mit konzentrierten Parametern. Eine Verfeinerung dieser Diskretisierung führt zurück zu einem kontinuierlichen Modell mit partiellen Differentialgleichungen (PDE).

Zur Herleitung solcher PDE wird ein Kontrollvolumen Ω betrachtet, das durch eine geschlossene Oberfläche mit einem differentiellen Flächenelement $d\mathbf{A}$ und zugehöriger Normalen $\mathbf{n}$ begrenzt ist (siehe Abbildung 2.1). Innerhalb dieses Kontrollvolumens werden Energiebilanzen aufgestellt, die den Wärmestrom q über die Oberfläche sowie interne Quellterme P berücksichtigen. Für eine vollständige Beschreibung eines thermischen Systems werden typischerweise Massen-, Impuls- und Energieerhaltung im Kontrollvolumen betrachtet. Im Sinne einer reduzierten Modellkomplexität für die MPR wird hier nur die Energieerhaltung berücksichtigt.

Der thermische Energiegehalt im Kontrollvolumen ergibt sich zu:

$$J = \int_{\Omega} c\rho T d\Omega, \quad (2.20)$$

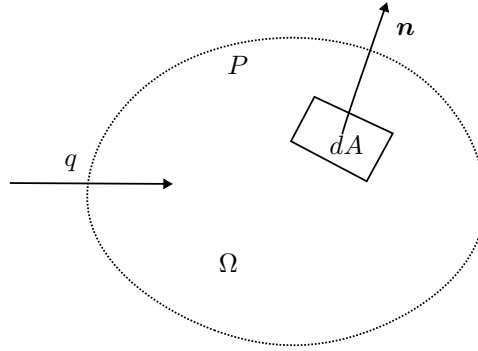


Abb. 2.1: Kontrollvolumen Ω mit differentiellm Oberflächenelement dA ; zugeführter Wärmestrom q und Quellterm P

wobei c die spezifische Wärmekapazität, ρ die Dichte und T die Temperatur bezeichnen. Gemäß dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik ergibt sich die zeitliche Änderung der Energie als Bilanz aus zu- und abgeführter Wärme sowie interner Quellen:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\Omega} c\rho T d\Omega = - \int_A q \cdot n dA + \int_{\Omega} P d\Omega \quad (2.21)$$

Durch Anwendung des Gaußschen Integralsatzes lässt sich das Oberflächenintegral in ein Volumenintegral umwandeln:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\Omega} c\rho T d\Omega = - \int_{\Omega} \text{div}(q) d\Omega + \int_{\Omega} P d\Omega \quad (2.22)$$

Unter der Annahme, dass Diffusion aufgrund von Konzentrationsgradienten vernachlässigbar ist – was bei thermisch dominierten Prozessen mit hohen Massenströmen gerechtfertigt ist – ergibt sich lokal die instationäre Wärmeleitungsgleichung:

$$\frac{\partial}{\partial t} (c\rho T) + \text{div}(q) = P \quad (2.23)$$

Der Wärmestrom q kann dabei verschiedene physikalische Ursachen haben:

- **Wärmeleitung** aufgrund eines Temperaturgradienten:

$$q_L = -\lambda \nabla T \quad (2.24)$$

mit der Wärmeleitfähigkeit λ .

- **Wärmestrahlung** an einer Grenzfläche zwischen zwei Körpern:

$$q_R = \epsilon \sigma (T_1^4 - T_2^4) \quad (2.25)$$

mit dem Emissionsgrad ϵ und der Stefan-Boltzmann-Konstante σ ,

- **Konvektiver Wärmetransport** durch ein strömendes Medium an einer Grenzfläche:

$$q_K = \alpha A (T_{\text{Fluid}} - T_{\text{Oberfläche}}) \quad (2.26)$$

mit dem Wärmeübergangskoeffizienten α .

- **Konvektiver Wärmetransport durch Stoffstrom**, z.B. Strömung in Röhren:

$$\mathbf{q}_E = \text{div} (c\rho \mathbf{v} T) \quad (2.27)$$

Im Weiteren wird der eindimensionale Fall entlang einer kartesischen Raumrichtung z betrachtet. Wie in den Anwendungskapiteln zu den Receivern (siehe Abschnitte 3.3 und 4.3) gezeigt wird, dominieren dort Wärmeleitung und konvektiver Wärmetransport:

$$\frac{\partial}{\partial t} (c\rho T) + \frac{d}{dz} (q_L + q_E) = P \quad (2.28)$$

Als Quellterm wird die volumenspezifische solare Wärmeeintragsleistung q_{vol} berücksichtigt, die durch optisches Eindringen der Strahlung in das Volumenelement entsteht. Diese Größe dient ausschließlich der didaktischen Herleitung und wird in der weiteren Modellierung durch die flächenbezogene Wärmestromdichte q_s ersetzt. Die resultierende eindimensionale, instationäre Wärmeleitungsgleichung mit konvektivem Transport lautet:

$$\frac{\partial}{\partial t} (c\rho T) + \frac{\partial}{\partial z} (c\rho v T) = \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_{\text{vol}} \quad (2.29)$$

Diese Gleichung bildet die Grundlage für die Modellierung des Reaktorreceivers im Abschnitt 4.3.

2.2.2 Räumliche Diskretisierung

Aufbauend auf der kontinuierlichen Beschreibung physikalischer Phänomene mittels PDE folgt in diesem Abschnitt die Überführung in eine numerisch auswertbare Form. Ziel ist es, die räumliche Struktur der betrachteten Receiver abzubilden und die zeitliche Entwicklung der Zustandsgrößen zu simulieren. Dies erfordert eine räumliche Diskretisierung, die in dieser Arbeit nach der Methode der finiten Volumen erfolgt, wie sie u. a. im Lehrbuch [67] beschrieben ist.

Diese Methode eignet sich insbesondere für Durchflusssysteme, da sie die Erhaltung physikalischer Größen (z. B. Energie, Masse) über jedes Kontrollvolumen lokal gewährleistet. Dazu wird die betrachtete Domäne in äquidistante Gitterpunkte unterteilt, um die Zustandsgrößen T an diskreten Orten auszuwerten. Um jeden Gitterpunkt wird ein nicht überlappendes Kontrollvolumen gelegt, wie in Abbildung 2.2 dargestellt.

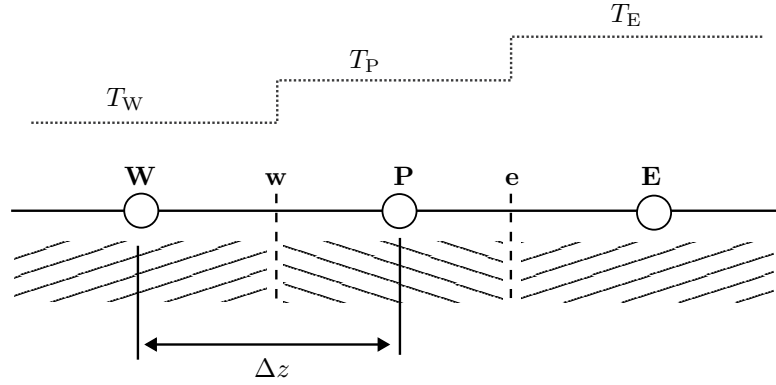


Abb. 2.2: Temperaturprofil und Gitterpunkte bei einer eindimensionalen räumlichen Diskretisierung

Die Stirnseiten eines Kontrollvolumens P werden als westlich (w) und östlich (e) bezeichnet. Innerhalb eines Volumens wird eine stückweise konstante Temperatur angenommen. Zur Lösung von Gleichung (2.29) wird die Gleichung über ein Kontrollvolumen integriert. Dabei ergibt sich folgender Bilanzansatz:

$$\int_w^e \frac{\partial}{\partial t} (c\rho T) dz + \int_w^e v \frac{d}{dz} (c\rho T) dz = \int_w^e \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) dz + q_s \quad (2.30)$$

Die volumenspezifische solare Wärmeeintragsleistung q_{vol} wird im Rahmen der Diskretisierung durch die flächenbezogene solare Wärmestromdichte q_s ersetzt.

Die Temperaturen an den Stirnpunkten T_w und T_e werden aus den benachbarten Gitterpunkten mittels zentraler Differenzen approximiert:

$$T_w = \frac{1}{2} (T_P + T_W), \quad T_e = \frac{1}{2} (T_P + T_E) \quad (2.31)$$

Die Wärmeleitfähigkeit λ wird als temperaturabhängig angenommen und aus den Temperaturen an den Gitterpunkten berechnet. Für die Bestimmung der Wärmeflüsse über die Stirnflächen der Kontrollvolumina werden jedoch Zwischenwerte benötigt, die dort nicht direkt verfügbar sind. Um diese zu approximieren, werden effektive Leitfähigkeiten an den Stirnflächen (λ_w, λ_e) mittels des harmonischen Mittelwerts der benachbarten Gitterpunkte gebildet. Dieses Vorgehen gewährleistet eine physikalisch konsistente Darstellung, insbesondere bei stark variierenden Materialeigenschaften oder Temperaturgradienten.

Die Temperaturgradienten an den Stirnflächen berechnen sich zu:

$$\lambda \left. \frac{dT}{dz} \right|_w = \lambda_w \frac{T_P - T_W}{\Delta z} \quad \text{und} \quad \lambda \left. \frac{dT}{dz} \right|_e = \lambda_e \frac{T_E - T_P}{\Delta z} \quad (2.32)$$

Die effektiven Leitfähigkeiten an den Stirnflächen ergeben sich aus:

$$\lambda_e^{-1} = \frac{1}{2} (\lambda_P^{-1} + \lambda_E^{-1}) \quad (2.33)$$

$$\lambda_e = \frac{2\lambda_P\lambda_E}{\lambda_P + \lambda_E} \quad (2.34)$$

Analog dazu wird λ_w aus λ_W und λ_P bestimmt.

Durch Einsetzen in Gleichung (2.29) ergibt sich für den inneren Gitterpunkt T_P eine differentielle Bilanzgleichung:

$$\frac{dT_P}{dt} + \frac{v}{2\Delta z} \left(\frac{T_E - T_W}{2} \right) = \frac{1}{c\rho\Delta z^2} (\lambda_e (T_E - T_P) - \lambda_w (T_P - T_W)) + \frac{1}{c\rho\Delta z} q_S \quad (2.35)$$

Zur Vorbereitung der zeitlichen Integration wird die Gleichung so umgestellt, dass die Zeitableitung isoliert auf der linken Seite steht:

$$\frac{dT_P}{dt} = -\frac{\lambda_e + \lambda_w}{c\rho\Delta z^2} T_P + \left(\frac{\lambda_e}{c\rho\Delta z^2} - \frac{v}{2\Delta z} \right) T_E + \left(\frac{v}{2\Delta z} - \frac{\lambda_w}{c\rho\Delta z^2} \right) T_W + \frac{1}{c\rho\Delta z} q_S \quad (2.36)$$

Behandlung der Randbedingungen An den Rändern der betrachteten Domäne existieren keine benachbarten Volumenelemente mehr. Daher wird das erste bzw. letzte Volumen als halbes Kontrollvolumen behandelt, Abbildung 2.3 stellt den westlichen Randpunkt P und dem östlichen Nachbarpunkt E dar.

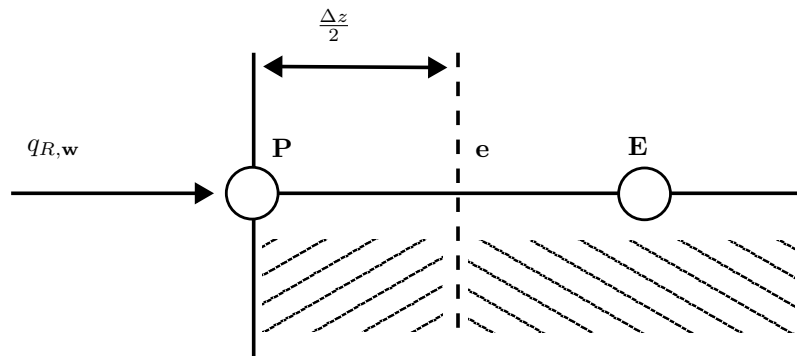


Abb. 2.3: Randpunkt mit halbem Kontrollvolumen

Die Integration erfolgt hier nur über ein halbes Volumen von der westlichen Randfläche bis zur nächsten Stirnfläche e . Die Wärmeflüsse am äußeren Rand werden nicht durch Temperaturgradienten berechnet, sondern durch die vorgegebene Wärmestromdichte $q_{R,w}$

bzw. $q_{R,e}$ ersetzt, z. B. infolge solarer Einstrahlung oder konvektiver Verluste. Für den westlichen Randpunkt ergibt sich:

$$\frac{c\rho\Delta z}{2}\frac{\partial T_P}{\partial t} + vc\rho(T_e - T_P) = \lambda\frac{\partial T}{\partial z}\Big|_e - q_{R,w} + \frac{q_S}{2} \quad (2.37)$$

Am östlichen Rand gilt entsprechend:

$$\frac{c\rho\Delta z}{2}\frac{\partial T_P}{\partial t} + vc\rho(T_P - T_w) = q_{R,e} - \lambda\frac{\partial T}{\partial z}\Big|_w + \frac{q_S}{2}. \quad (2.38)$$

Nach Auswertung der Temperaturgradienten und Sortierung der Temperaturen folgt

$$\frac{dT_P}{dt} = -\left(\frac{2\lambda_e}{c\rho\Delta z^2} + \frac{v}{\Delta z}\right)T_P + \left(\frac{2\lambda_e}{c\rho\Delta z^2} - \frac{v}{\Delta z}\right)T_E - \frac{2}{c_p\rho\Delta z}q_{R,w} + \frac{1}{c_p\rho\Delta z}q_S \quad (2.39)$$

am westlichen Rand und

$$\frac{dT_P}{dt} = -\left(\frac{2\lambda_w}{c\rho\Delta z^2} + \frac{v}{\Delta z}\right)T_P + \left(\frac{2\lambda_w}{c\rho\Delta z^2} - \frac{v}{\Delta z}\right)T_W + \frac{2}{c_p\rho\Delta z}q_{R,e} + \frac{1}{c_p\rho\Delta z}q_S \quad (2.40)$$

am östlichen Rand.

2.2.3 Konzentriert-parametrische Ersatzmodellierung als RC-Netzwerk

Im Unterschied zur zuvor beschriebenen verteilt-parametrischen Modellierung lässt sich für thermisch kompaktere Systeme eine vereinfachte Beschreibung durch konzentrierte Parametermodelle anwenden. Eine etablierte Methode hierfür ist die elektrothermische Analogie in Form eines RC-Netzwerks nach dem Cauer-Modell [39]. Dabei wird das thermische Verhalten durch ein elektrisches Ersatzschaltbild nachgebildet, das sich mittels Netzwerkanalyse systematisch auswerten lässt.

Die Zuordnung zwischen elektrischen und thermischen Größen erfolgt gemäß Tabelle 2.1. Das thermische System wird abstrahiert als eine Kette aus Wärmekapazitäten und -widerständen. Jeder Knoten repräsentiert dabei ein homogenes thermisches Volumenelement, dessen Energieinhalt proportional zur Wärmekapazität ist. Der Wärmetransport zwischen benachbarten Volumina erfolgt über thermische Widerstände. Zwei zentrale Elemente des Modells sind:

- **Thermischer Widerstand R :** Er beschreibt die Hemmung des Wärmestroms zwischen zwei Knoten infolge eines Temperaturunterschieds zu fließen, analog zum ohmschen Gesetz:

$$\Delta U = R_{el} \cdot I \quad \Leftrightarrow \quad \Delta T = R_{th} \cdot Q \quad (2.41)$$

Tabelle 2.1: Analogie zwischen elektrischen und thermischen Größen nach dem Cauer-Modell

Elektrische Größe	Variable	Thermische Größe	Variable
Potentialdifferenz	U / V	Temperaturdifferenz	T / K
Elektrischer Strom	I / A	Wärmestrom	Q / W
Elektrischer Widerstand	R_{el} / Ω	Thermischer Widerstand	$R_{\text{th}} / \text{K W}^{-1}$
Elektrische Kapazität	C_{el} / F	Thermische Kapazität	$C / \text{J K}^{-1}$
Elektrische Induktivität	L / H	<i>keine Entsprechung</i>	-

- **Thermische Kapazität C:** Sie quantifiziert die Fähigkeit eines Volumenelements Wärme zu speichern. Analog zur elektrischen Kapazität ergibt sich:

$$C_{\text{el}} = \frac{\int I dt}{U} \quad \Leftrightarrow \quad C = \frac{\int Q dt}{T} \quad (2.42)$$

In differenzieller Form ergibt sich daraus der fundamentale Zusammenhang zwischen Wärmestrom und Temperaturänderung.

$$C_{\text{el}} \frac{dU}{dt} = I \Leftrightarrow C \frac{dT}{dt} = Q. \quad (2.43)$$

Eindimensionale Betrachtung Für die Modellierung eindimensionaler Wärmeleitung wird das physikalische System als Reihenschaltung von RC-Gliedern realisiert. Die Struktur wird in diskrete thermische Volumina unterteilt, welche jeweils durch eine Kapazität C_i mit zugehöriger Temperatur T_i beschrieben werden. Der Wärmeaustausch mit benachbarten Knoten erfolgt über Widerstände $R_{\text{th},i}$, die je nach Anwendung durch Wärmeleitfähigkeit, Konvektion oder Strahlung bestimmt werden.

Wärmequellen werden als gesteuerte Stromquellen dargestellt, die im Zweig über einen einstellbaren Parameter eine konstante Wärmestromdichte aufprägen. Am Rand des Systems wird häufig die Umgebung als Referenztemperatur angenommen („thermische Nullmasse“). Der Wärmeübergang zur Umgebung wird über einen zusätzlichen äußeren Widerstand modelliert.

Diese Modellform eignet sich insbesondere für Systeme mit ausgeprägter Wärmespeicherung und weitgehend homogener Temperaturverteilung innerhalb einzelner Volumenelemente, wie sie beispielsweise im Salzschnitzschmelzereceiver gegeben ist.

2.3 Modellprädiktive Regelung

Die in den vorangegangenen Kapiteln vorgestellten Modellierungsansätze bilden die Grundlage für den Entwurf einer MPR. Diese stellt einen optimierungsbasierten Regelungsansatz dar, bei dem zum aktuellen Abtastzeitpunkt k das zukünftige Systemverhalten $\mathbf{y}(\cdot|k)$ über einen endlichen Prädiktionshorizont N vorausberechnet wird. Auf dieser Basis wird eine optimale Abfolge von Stellgrößen $\mathbf{u}(\cdot|k)$ bestimmt, wie in Abbildung 2.4 veranschaulicht. In die mathematisch formulierte Zielfunktion gehen neben dem physikalischen Modell auch Beschränkungen und Referenzverläufe ein [16, 70].

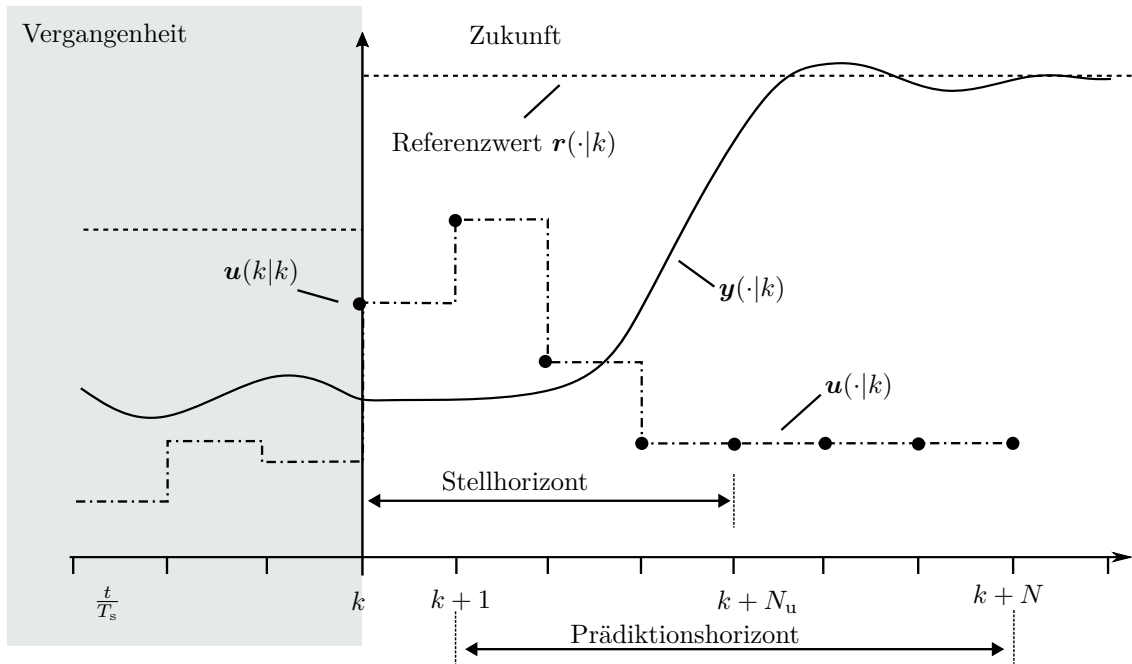


Abb. 2.4: Grundprinzip der MPR

Zentrales Element der MPR ist die wiederholte Lösung eines Optimalsteuerungsproblems (OCP), das das Regelungsziel, die Systemdynamik sowie Beschränkungen über den Prädiktionshorizont hinweg berücksichtigt. Ein kontinuierlich formuliertes OCP ist jedoch prinzipiell unendlichdimensional, da es Funktionen $\mathbf{u}(t)$ auf einem kontinuierlichen Zeitintervall bestimmt und somit nicht direkt numerisch lösbar ist. Daher wird im Rahmen der MPR ein zeitdiskretes OCP verwendet, bei dem das zugrundeliegende Modell mittels geeigneter Integrationsverfahren zeitdiskret approximiert wird [58].

Die Optimierungsvariablen sind dann endlichdimensionale Sequenzen von Stellgrößen zu diskreten Zeitpunkten:

$$\mathbf{u}(\cdot|k) = \{u_0, \dots, u_{N_u}\}$$

Der sogenannte Stellhorizont N_u gibt an, über wie viele Zeitschritte die Stellgrößen tatsächlich variieren dürfen, wobei gilt: $N_u < N$. Obwohl eine gesamte Folge $\mathbf{u}(\cdot|k)$ optimiert wird, kommt ausschließlich der erste Eintrag $\mathbf{u}(k|k)$ zur Anwendung. Dieses Vorgehen ist als Receding-Horizon-Strategie (bewegter Horizont) bekannt. Mit jedem neuen Zeitschritt wird das Optimierungsproblem mit aktualisiertem Zustand erneut gelöst, wodurch das Verfahren dynamisch auf Störungen und Modellunsicherheiten reagieren kann.

2.3.1 Zeitdiskretes Optimalsteuerungsproblem

Ausgehend von einem zeitdiskreten Modell gemäß Gleichung (2.14) lässt sich für einen gegebenen Anfangszustand $\mathbf{x}_0$ das zukünftige Systemverhalten prädictieren. Ziel ist es, eine Abfolge von Stellgrößen zu finden, welche eine Zielfunktion minimiert. Diese besteht typischerweise aus der gewichteten Abweichung vom Referenzverlauf sowie gegebenenfalls einem Strafterm für die Stellgrößenänderung:

$$\min_{\mathbf{u}} J(\mathbf{x}_0, \mathbf{u}) = \sum_{k=1}^N \|\mathbf{r}_k - \mathbf{y}_k\|_{\mathbf{Q}_J}^2 + \sum_{k=0}^{N_u-1} \|\mathbf{u}_k\|_{\mathbf{R}_J}^2 \quad (2.44)$$

Dabei bezeichnen $\mathbf{r}_k$ den Referenzwert zum Zeitpunkt k , $\mathbf{y}_k$ die vorhergesagte Ausgangsgröße und $\mathbf{Q}_J, \mathbf{R}$ positiv semidefinite Gewichtungsmatrizen. Die aufsummierten Kosten über den Horizont werden als sogenannte *Stage Costs* bezeichnet. Zusätzlich kann ein *Terminal Cost* berücksichtigt werden, der den Einfluss eines unendlichen Horizonts aufgreift und zur Stabilisierung beiträgt.

Das Optimierungsproblem wird unter Berücksichtigung der Systemdynamik sowie harter Nebenbedingungen formuliert:

$$\mathbf{x}_k = \mathbf{x}_0, \quad k = 0 \quad (2.45)$$

$$\mathbf{x}_{k+1} = \mathbf{F}(\mathbf{x}_k, \mathbf{z}_k, \mathbf{u}_k), \quad k = 0, 1, \dots, N-1 \quad (2.46)$$

$$\mathbf{A}\mathbf{x}_k \leq \mathbf{b}, \quad k = 0, 1, \dots, N \quad (2.47)$$

$$\mathbf{u}_{lb} \leq \mathbf{u}_k \leq \mathbf{u}_{ub}, \quad k = 0, 1, \dots, N_u-1 \quad (2.48)$$

Die Nebenbedingung (2.48) definiert die zulässige Menge der Stellgrößen $\mathbf{u}$ als Box-Beschränkung. Harte Nebenbedingungen müssen strikt erfüllt werden, damit eine Lösung $\mathbf{u}_k$ als zulässig (feasible) im Sinne des Optimierungsproblems akzeptiert wird [70].

Zur numerischen Lösung des Optimalsteuerungsproblems gibt es unterschiedliche Diskretisierungsansätze. Beim sogenannten *Single Shooting* werden ausschließlich die Stellgrößen $\mathbf{u}_k$ als Optimierungsvariablen betrachtet. Die Zustände ergeben sich durch Integration des Modells entlang der gegebenen Trajektorie. Alternativ verwendet das *Multiple Shooting*-Verfahren zusätzlich auch die Zwischenzustände $\mathbf{x}_k$ als Optimierungsvariablen

und erzwingt deren Konsistenz durch Gleichungsnebenbedingungen. Dies verbessert typischerweise die Konvergenzeigenschaften, geht jedoch mit höherem Rechenaufwand durch zusätzliche Variablen und notwendige Ableitungen (Jacobi- und Hesse-Matrizen) einher [27].

Da in den betrachteten Receivermodellen hochdimensionale Zustandsräume auftreten, wird im vorliegenden Ansatz das effizientere Single-Shooting-Verfahren eingesetzt.

Zur kompakteren Notation wird im Folgenden ein Optimierungsvektor $\mathbf{w}$ eingeführt, der sämtliche Optimierungsvariablen in sich vereint:

$$\mathbf{w} = [\mathbf{u}_0, \dots, \mathbf{u}_{N_u}]^\top \quad (2.49)$$

2.3.2 Struktur der Regelung

Die vollständige Regelungsstruktur der MPR ist in Abbildung 2.5 dargestellt. Der Zustandsschätzer liefert mithilfe der verfügbaren Messgrößen den geschätzten aktuellen Systemzustand $\hat{\mathbf{x}}_k$, der für die Prädiktion des Systemverhaltens verwendet wird. Zusätzlich können bekannte oder geschätzte zukünftige Störgrößen, wie beispielsweise die solare Einstrahlung, in die Optimierung einbezogen werden. Auf Basis des Zustands, der Störgrößenvorhersage sowie des zugrunde liegenden Modells wird zu jedem Abtastzeitpunkt ein diskretes Optimalsteuerungsproblem gelöst. Die resultierende optimale Stellgröße $\mathbf{u}$ berücksichtigt sowohl die Zielvorgabe als auch systembedingte Beschränkungen.

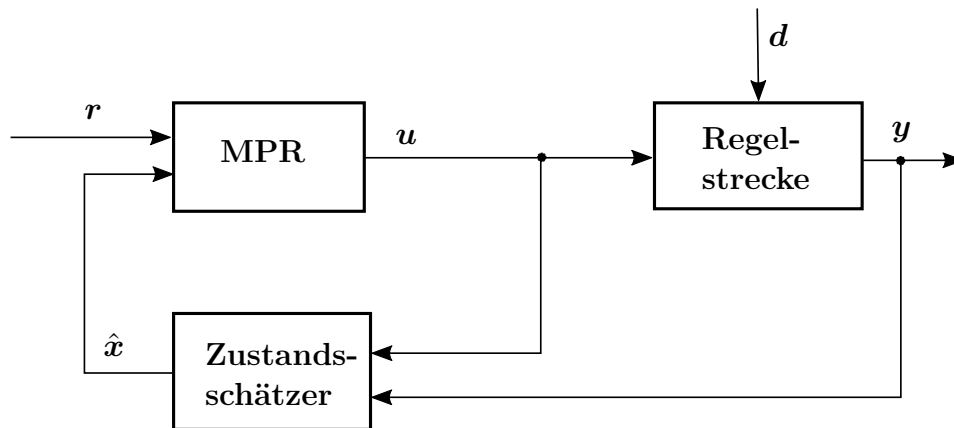


Abb. 2.5: Blockschaltbild einer MPR mit Zustandsschätzung

Der Erfolg der MPR hängt entscheidend von der Qualität und Abstimmung der einzelnen Komponenten ab: Das Modell muss die relevanten Dynamiken ausreichend genau beschreiben, ohne die Optimierung unnötig zu verkomplizieren. Des Weiteren muss die Optimierung innerhalb einer festen Rechenzeit eine ausreichend genaue Lösung finden – ein Kompromiss zwischen Exaktheit und Rechenzeit ist meist erforderlich.

2.3.3 Numerische Lösung des Optimierungsproblems

Zur Lösung des zeitdiskreten OCP wird ein auf Lagrange-Multiplikatoren basierender Ansatz verwendet [63]. Hierbei wird die Kostenfunktion Gleichung (2.44) durch Hinzunahme der Nebenbedingungen zu einer Lagrange-Funktion erweitert:

$$\mathcal{L}(\mathbf{w}, \boldsymbol{\lambda}, \boldsymbol{\mu}) = J(\mathbf{w}) - \boldsymbol{\lambda}^\top \mathbf{c}_g(\mathbf{w}) - \boldsymbol{\mu}^\top \mathbf{c}_u(\mathbf{w}) \quad (2.50)$$

wobei $\mathbf{w}$ den Vektor aller Optimierungsvariablen beschreibt, $\boldsymbol{\lambda}$ die Lagrange-Multiplikatoren zu den Gleichheitsbedingungen $\mathbf{c}_g$ und $\boldsymbol{\mu}$ jene zu den Ungleichungsbedingungen $\mathbf{c}_u$. Ein Punkt $\mathbf{w}^*$ stellt eine lokale Lösung des OCP dar, wenn er die Karush-Kuhn-Tucker-(KKT)-Bedingungen erfüllt. Die stationäre Bedingung lautet:

$$\nabla \mathcal{L}(\mathbf{w}^*, \boldsymbol{\lambda}^*, \boldsymbol{\mu}^*) = \nabla J(\mathbf{w}^*) - \nabla \mathbf{c}_g(\mathbf{w}^*)^\top \boldsymbol{\lambda}^* - \nabla \mathbf{c}_u(\mathbf{w}^*)^\top \boldsymbol{\mu}^* = 0 \quad (2.51)$$

Zur numerischen Lösung dieser Bedingungen wird in dieser Arbeit das Sequential-Quadratic-Programming (SQP) eingesetzt. Dieses Verfahren iteriert über eine Sequenz quadratischer Teilprobleme (QP), die jeweils eine lokale Näherung des ursprünglichen nichtlinearen Problems darstellen. Dazu wird die Lagrange-Funktion quadratisch um $\mathbf{w}$ entlang der Suchrichtung p entwickelt:

$$\mathcal{L}(\mathbf{w} + p) \approx \mathcal{L}(\mathbf{w}) + \nabla \mathcal{L}(\mathbf{w})^\top p + \frac{1}{2} p^\top \nabla_{ww}^2 \mathcal{L}(\mathbf{w}) p. \quad (2.52)$$

Gleichzeitig werden die Nebenbedingungen linearisiert. Unter Vernachlässigung des konstanten Terms $\mathcal{L}(\mathbf{w})$ resultiert das QP zu:

$$\min_{p \in \mathbb{R}^n} \quad \frac{1}{2} p^\top \nabla_{ww}^2 \mathcal{L}(\mathbf{w}) p + \nabla \mathcal{L}(\mathbf{w})^\top p \quad (2.53)$$

unter den linearen Nebenbedingungen:

$$\nabla \mathbf{c}_g(\mathbf{w}), p + \mathbf{c}_g(\mathbf{w}) = 0, \quad (2.54)$$

$$\nabla \mathbf{c}_u(\mathbf{w}), p + \mathbf{c}_u(\mathbf{w}) \leq 0 \quad (2.55)$$

Solche QPs lassen sich mit verfügbaren, effizienten Lösern wie der Open-Source-Software qpOASES [31] lösen, die sich besonders für MPR-Anwendungen eignet.

Das vollständige Lösungsschema stellt Algorithmus 2 dar. Die erforderlichen Ableitungen der Kostenfunktion, der Nebenbedingungen sowie die Bestimmung der Hesse-Matrix der Lagrange-Funktion werden effizient mittels algorithmischer Differenzierung (AD) berechnet. Hierfür wird die Open-Source-Bibliothek **CasADi** verwendet, die in C++ implementiert ist und eine MATLAB-Schnittstelle bietet [4]. **CasADi** erlaubt eine symbolische Beschreibung der Optimierungsfunktion sowie deren automatische Ableitung durch Anwendung der Kettenregel.

Algorithmus 2 SQP-Verfahren

Require: Initialisiere $(\mathbf{w}_0, \lambda_0, \mu_0)$ Setze $i = 1$ **while** $i < i_{\max}$ **do**Berechne $\mathcal{L}(\mathbf{w}_i)$, $\nabla \mathcal{L}(\mathbf{w}_i)$, $\nabla_{\mathbf{w}\mathbf{w}}^2 \mathcal{L}(\mathbf{w}_i)$ Berechne $\mathbf{c}_g(\mathbf{w}_i)$, $\mathbf{c}_u(\mathbf{w}_i)$, $\nabla \mathbf{c}_g(\mathbf{w}_i)$, $\nabla \mathbf{c}_u(\mathbf{w}_i)$ Löse das QP zur Bestimmung von $\mathbf{p}_i$ (hier: mit qpOASES [31])Aktualisiere $\mathbf{w}_{i+1} = \mathbf{w}_i + \alpha \mathbf{p}_i$ Setze $i = i + 1$ **end while**

2.3.4 Erweitertes Kalman-Filter

Das Erweiterte Kalman-Filter (EKF) ist ein rekursives Schätzverfahren zur Zustandsermittlung nichtlinearer dynamischer Systeme auf Basis verrauschter Messdaten. Es stellt eine Erweiterung des klassischen (linearen) Kalman-Filters dar und ermöglicht durch lokale Linearisierung die Anwendung auch bei nichtlinearen Systemmodellen. Eine detaillierte Einführung findet sich z. B. in [40, 78]

Im Unterschied zum linearen Kalman-Filter, das nur für Systeme mit linearer Dynamik und Messmodell optimal ist, wird im EKF das Systemmodell an jedem Zeitschritt lokal um den aktuellen Schätzwert linearisiert. Das Verfahren wird in der Regel bei stochastisch gestörten Systemen eingesetzt, bei denen im engeren Sinne von Filterung gesprochen wird [57].

Das Verfahren basiert auf folgender Zustands- und Messgleichung:

$$\mathbf{x}_k = \mathbf{F}(\mathbf{x}_{k-1}, \mathbf{u}_{k-1}) + \mathbf{w}_{k-1} \quad (2.56)$$

$$\mathbf{y}_k = \mathbf{g}(\mathbf{x}_k) + \mathbf{v}_k \quad (2.57)$$

Hierbei bezeichnen $\mathbf{w}_k$ das Prozessrauschen und $\mathbf{v}_k$ das Messrauschen, welche jeweils als weiß, mittelwertfrei und unkorreliert angenommen werden. Die zugehörigen Kovarianzmatrizen $\mathbf{Q}_k$ und $\mathbf{R}_k$ sind bekannt und konstant:

$$\mathbf{Q}_k = \mathbb{E}(\mathbf{w}_k^\top \mathbf{w}_k) \quad (2.58)$$

$$\mathbf{R}_k = \mathbb{E}(\mathbf{v}_k^\top \mathbf{v}_k) \quad (2.59)$$

Es wird vorausgesetzt, dass die Systemstruktur (z. B. Modellgleichung) vollständig bekannt ist, jedoch nicht alle Zustände gemessen werden können.

Das EKF rekonstruiert aus den bisherigen Messungen $\mathbf{y}_{k-N}, \dots, \mathbf{y}_k$ eine möglichst genaue Schätzung $\hat{\mathbf{x}}_k$ des aktuellen Zustands. Grundlage ist die Minimierung eines quadratischen Kostenfunktional, das sowohl Messabweichungen als auch Modellunsicherheiten

berücksichtigt:

$$J = \sum_{k=1}^N [\mathbf{e}_k^\top \mathbf{R}_k^{-1} \mathbf{e}_k + \hat{\mathbf{w}}_k^\top \mathbf{Q}_k^{-1} \hat{\mathbf{w}}_k] \quad (2.60)$$

mit dem Messfehler $\mathbf{e}_k = \mathbf{y}_k - \mathbf{g}(\hat{\mathbf{x}}_k, \mathbf{u}_k)$ und der modellbasierten Störungsschätzung $\hat{\mathbf{w}}_k$. Die Rekursionsgleichung des EKF besteht aus einer Prädiktions-(a-priori) und einer Korrektur- (a-posteriori) Schätzung, wie Abbildung 2.6 zeigt.

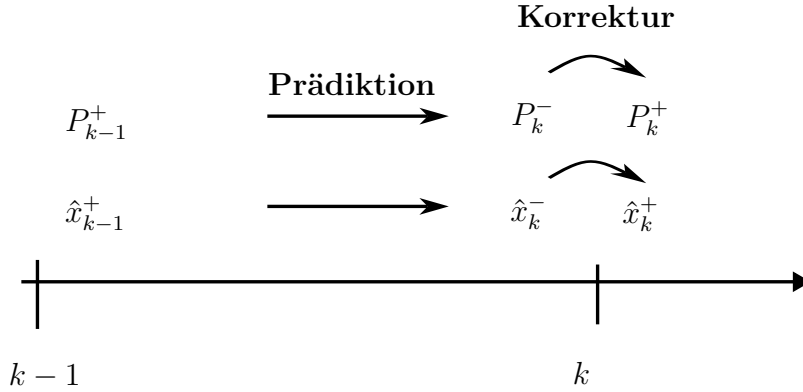


Abb. 2.6: Zustands- und Varianzkorrektur im EKF

Die **Prädiktion** erfolgt auf Basis der letzten Schätzung $\hat{\mathbf{x}}_{k-1}^+$ und der Stellgröße $\mathbf{u}_{k-1}$:

$$\hat{\mathbf{x}}_k^- = \mathbf{F}(\hat{\mathbf{x}}_{k-1}^+, \mathbf{u}_{k-1}) \quad (2.61)$$

Die Qualität der Schätzung wird durch die Kovarianzmatrix des Schätzfehlers bewertet:

$$\mathbf{P}_k = \mathbb{E}(\mathbf{e}_k^\top \mathbf{e}_k) = \mathbb{E}((\mathbf{x}_k - \hat{\mathbf{x}}_k)^\top (\mathbf{x}_k - \hat{\mathbf{x}}_k)) \quad (2.62)$$

In der Prädiktion wird die Fehlerkovarianz zunächst mit der linearisierten Systemmatrix $\mathbf{A}_{k-1}$ zum aktuellen Zeitschritt propagiert:

$$\mathbf{P}_k^- = \mathbf{A}_{k-1} \mathbf{P}_{k-1}^+ \mathbf{A}_{k-1}^\top + \mathbf{Q}_k \quad (2.63)$$

Im **Korrekturschritt** wird die Kalman-Verstärkungsmatrix $\mathbf{K}_k$ berechnet, welche den Einfluss der Messabweichung auf die Zustandsschätzung bestimmt:

$$\mathbf{K}_k = \mathbf{P}_k^- \mathbf{C}_k^\top (\mathbf{C}_k \mathbf{P}_k^- \mathbf{C}_k^\top + \mathbf{R}_k)^{-1} \quad (2.64)$$

$$(2.65)$$

Damit werden der Systemzustand und die Fehlerkovarianz

$$\hat{\mathbf{x}}_k^+ = \hat{\mathbf{x}}_k^- + \mathbf{K}_k (\mathbf{y}_k - \mathbf{g}(\hat{\mathbf{x}}_k^-, \mathbf{u}_k)) \quad (2.66)$$

$$\mathbf{P}_k^+ = (\mathbf{I} - \mathbf{K}_k \mathbf{C}_k) \mathbf{P}_k^- \quad (2.67)$$

schließlich aktualisiert. Das vollständige rekursive Verfahren ist in Algorithmus 3 zusammengefasst.

Algorithmus 3 Rekursion des EKF

Require: Initiale Zustandsschätzung $\hat{\mathbf{x}}_0$, Kovarianzmatrix $\mathbf{P}_0$

for $k = 1$ bis N do

Prädiktion:

$$\hat{\mathbf{x}}_k^- = \mathbf{F}(\hat{\mathbf{x}}_{k-1}^+, \mathbf{u}_{k-1})$$

$$\mathbf{P}_k^- = \mathbf{A}_{k-1} \mathbf{P}_{k-1}^+ \mathbf{A}_{k-1}^\top + \mathbf{Q}_k$$

Korrektur:

$$\mathbf{K}_k = \mathbf{P}_k^- \mathbf{C}_k^\top (\mathbf{C}_k \mathbf{P}_k^- \mathbf{C}_k^\top + \mathbf{R}_k)^{-1}$$

$$\hat{\mathbf{x}}_k^+ = \hat{\mathbf{x}}_k^- + \mathbf{K}_k (\mathbf{y}_k - \mathbf{g}(\hat{\mathbf{x}}_k^-))$$

$$\mathbf{P}_k^+ = (\mathbf{I} - \mathbf{K}_k \mathbf{C}_k) \mathbf{P}_k^-$$

end for

Das EKF ist aufgrund seiner Effizienz und einfachen Struktur weit verbreitet, insbesondere in der Regelung und Beobachtung nichtlinearer Systeme. Zu beachten ist jedoch, dass durch die Linearisierung Genauigkeit verloren gehen kann – vor allem bei stark nichtlinearen oder schlecht beobachtbaren Systemen.

Kovarianzmatrizen als Entwurfparameter Die Prozessrauschkovarianz und Messrauschkovarianz sind zentrale Designparameter des EKF. Theoretisch beschreiben sie die Statistik des System- und Messrauschens. Dabei repräsentiert $\mathbf{Q}_k$ die Unsicherheit des Systemmodells, welche beispielsweise aus vernachlässigten Dynamiken oder unbekannten Störgrößen resultiert. Demgegenüber quantifiziert $\mathbf{R}_k$ die Ungenauigkeit der Messsignale infolge von Sensorrauschen oder Messfehlern. In der Praxis sind diese Kovarianzmatrizen jedoch meist unbekannt und können nicht direkt aus physikalischen Größen abgeleitet werden.

Für die Parametrierung im Filterentwurf kommt sowohl dem Verhältnis als auch den Absolutwerten von $\mathbf{Q}_k$ und $\mathbf{R}_k$ eine bedeutende Rolle zu [25, 38]:

- Das **Verhältnis** steuert, ob das Filter tendenziell eher dem Modell oder den Messdaten vertraut. Ein geringes Prozessrauschen $\mathbf{Q}_k$ im Vergleich zum Messrauschen $\mathbf{R}_k$ führt zu einer Dominanz des Modells. In diesem Fall reagiert das Filter zwar träger auf Zustandsänderungen, liefert jedoch geglättete Schätzwerte. Umgekehrt bewirken höhere Verhältnisse eine schnellere Reaktion auf Messwerte, was jedoch die Rauschsensitivität der Schätzung erhöhen kann.

- Darüber hinaus beeinflussen die **absoluten Werte** die numerische Stabilität und die Skalierung der Schätzfehlerkovarianz. Höhere Werte können die Schätzunsicherheit realistischer abbilden und verbessern die numerische Konditionierung bei der Inversion innerhalb der Kalmanverstärkung (siehe Gleichung (2.64)), insbesondere bei sehr kleinen Eigenwerten der Systemdynamik.

In der Praxis werden die Kovarianzmatrizen typischerweise als diagonal angenommen, um die Rechenzeit zu reduzieren und die Implementierung zu vereinfachen. Zudem gelten sie in vielen Anwendungen als zeitinvariant, sodass $\mathbf{Q}_k = \mathbf{Q}$ und $\mathbf{R}_k = \mathbf{R}$ gesetzt werden. Unter Berücksichtigung der gewünschten Filterdynamik und auf Basis von Simulationen erfolgt die Wahl der Matrizen häufig empirisch. In dieser Arbeit wird dieser verbreiteten Herangehensweise gefolgt.

Störgrößenschätzung

Eine Erweiterung des EKF besteht in der expliziten Schätzung unbekannter Störgrößen, die häufig als additive Größen etwa durch Modellfehler, energetische Verluste oder externe Einflüsse auftreten. Diese können im erweiterten Zustandsraum als zusätzliche Zustandsgrößen abgebildet werden:

$$\tilde{\mathbf{x}}_k = [\mathbf{x}^\top \mathbf{d}^\top] \quad (2.68)$$

Dabei wird die Störung $\mathbf{d}$ als langsam und konstant modelliert und über die Rückführung der Messabweichung kontinuierlich geschätzt. Eine geeignete Wahl der Gewichtungsmatrizen $\mathbf{Q}$ und $\mathbf{R}$ erlaubt es, die Korrekturwirkung gezielt auf die Störgröße zu lenken – vergleichbar mit einem integrierenden Verhalten in der klassischen Regelung.

Dieser Ansatz ermöglicht nicht nur die Kompensation bleibender Regelabweichungen [50], sondern erlaubt es auch, die geschätzten Störungen direkt in die modellbasierte Prädiktion des OCP der MPR zu integrieren. Alternativ können auf diese Weise auch modellinterne Parameter während des Betriebs identifiziert und angepasst werden.

3 Salzschnelzereceiver

Solarturmkraftwerke gehören zu den vielversprechendsten Technologien der konzentrierenden Solarthermie, insbesondere im Hinblick auf hohe Prozesswirkungsgrade, die Möglichkeit zur thermischen Speicherung und die Integration in bestehende Energiesysteme. In vielen kommerziellen Anlagen hat sich die Nutzung von Salzschnelzen als Wärmeträger durchgesetzt, da sie eine hohe spezifische Wärmekapazität aufweisen, gut verfügbar und vergleichsweise kostengünstig sind.

Gleichzeitig stellt der Betrieb solcher Receiver hohe Anforderungen an die Regelungstechnik – vor allem in transienten Phasen, wie sie durch schnell wechselnde Sonneneinstrahlung bei Wolkendurchgängen entstehen. Die Salzschnelze muss in einem engen Temperaturfenster zwischen Erstarrung und Zersetzung betrieben werden, wobei eine Überschreitung kritischer Grenzwerte schnell zu Effizienzverlusten oder Materialschäden führen kann.

Im Rahmen des vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie geförderten Forschungsprojekts *DynaSalt-2* wurde deshalb eine MPR für einen Solarturm-Receiver mit Salzschnelze entwickelt und in einer umfassenden Simulationsstudie erprobt. Ein wesentliches Ziel bestand darin, einen sicheren, effizienten und robusten Betrieb selbst unter dynamischen Bedingungen wie stark schwankender Einstrahlung zu gewährleisten. Grundlage hierfür bildet ein virtuelles Referenzkraftwerk, das von der Firma General Electric (GE) als assoziierter Industriepartner konzipiert wurde. Als Vorleistung stand ein detailliertes Simulationsmodell des Receivers zur Verfügung, das die physikalischen und thermodynamischen Prozesse umfassend abbildet und bereits in mehreren Arbeiten validiert wurde [32, 33, 75].

Dieses Kapitel dokumentiert die Entwicklung und Validierung der MPR für diesen Anwendungsfall. Teile dieser Arbeit basieren auf früheren Veröffentlichungen des Autors, insbesondere zur dynamischen Modellierung und Identifikation von Receiverkomponenten [M1] und zur modellprädiktiven Regelung des Salzschnelzereceivers [M2]. Der Aufbau gliedert sich wie folgt:

- Abschnitt 3.1 zum **Stand der Technik** gibt zunächst einen Überblick über die wichtigsten CSP-Anlagentypen und deren regelungstechnische Herausforderungen. Im Anschluss werden bestehende Regelungsansätze für Solarturmkraftwerke dargestellt und daraus die Motivation für den Einsatz einer MPR abgeleitet.

- Abschnitt 3.2 widmet sich der **Beschreibung der Solarturmanlage**. Erläutert werden der physikalische Aufbau des Receivers, das Heliostatenfeld, die verwendete Simulationsumgebung sowie die maßgeblichen Stell- und Störgrößen. Auf Basis physikalischer und betrieblicher Einschränkungen, etwa maximal zulässiger Filmschichttemperaturen oder Wärmestromdichten, werden konkrete Regelungsziele formuliert.
- Abschnitt 3.3 behandelt die **Modellierung des Receivers**. Hier wird ein vereinfachtes, aber hinreichend genaues Modell entwickelt, das die thermische Dynamik der Anlage abbildet und sich für die prädiktive Regelung eignet. Neben der räumlichen Diskretisierung stehen insbesondere die Validierung anhand detaillierter Simulationsdaten sowie die Schätzung sicherheitsrelevanter Größen im Fokus.
- Abschnitt 3.4 beschreibt die **Regelungsentwicklung**. Zentrale Bestandteile sind die mathematische Formulierung des OCP, die Integration physikalischer Nebenbedingungen und die Einbindung eines erweiterten Kalman-Filters zur Zustandsschätzung nicht direkt messbarer Größen.
- In Abschnitt 3.5 erfolgt schließlich die **Validierung der Regelung**. Die Leistungsfähigkeit der entwickelten MPR wird im Rahmen umfangreicher Testszenarien im virtuellen Kraftwerk bewertet und systematisch mit einem konventionellen PID-Regler insbesondere hinsichtlich Regelgüte, Sicherheit und Effizienz verglichen

3.1 Stand der Technik

3.1.1 Technologischer Hintergrund

Solarthermische Kraftwerke wandeln konzentrierte Sonnenstrahlung in thermische Energie um, die anschließend zur Stromerzeugung oder für industrielle Prozesse genutzt werden kann. Je nach Art der Konzentration und Bauform des Receivers lassen sich vier Haupttechnologien unterscheiden, die in Abbildung 3.1 nach [48] dargestellt sind.

Parabolrinnenkraftwerke nutzen langgestreckte, parabolisch geformte Spiegel, die Sonnenlicht auf eine linear verlaufende Absorberröhre fokussieren. In dieser zirkuliert ein Wärmeträgerfluid (meist Thermoöl), das die aufgenommene Wärme zum Dampferzeuger transportiert. Parabolrinnenkraftwerke sind die derzeit am weitesten verbreitete CSP-Technologie.

Dish-Stirling-Systeme konzentrieren Sonnenstrahlung über rotationssymmetrische Spiegel, auch parabolische Schüsseln genannt, auf einen Punktfokus, an dem sich ein kompakter Receiver mit integriertem Stirlingmotor oder Mikroturbine befindet. Die Systeme arbeiten in der Regel autark, benötigen keine externe Kühlung und erreichen

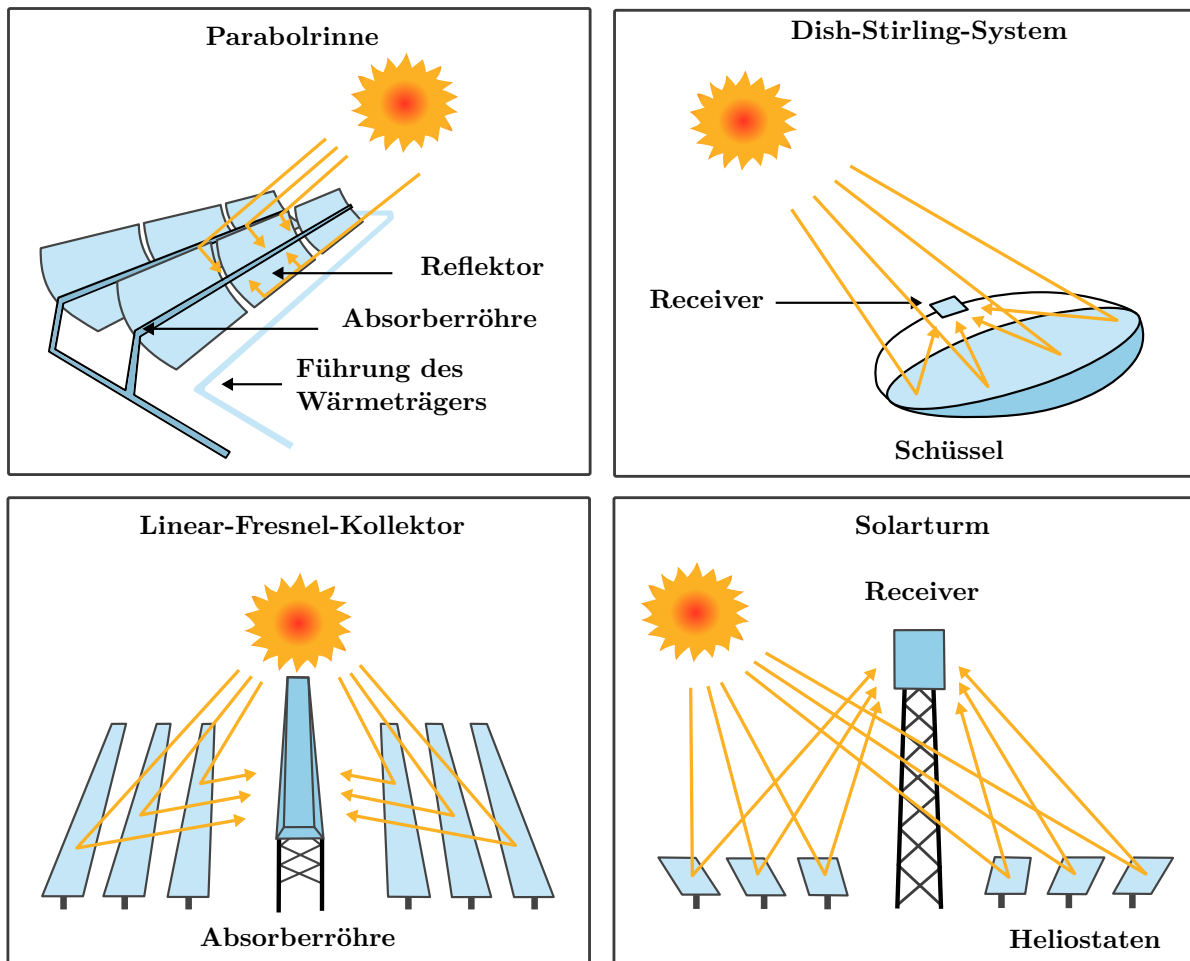


Abb. 3.1: Kategorisierung solarthermischer Kraftwerke

hohe Wirkungsgrade. Aufgrund ihrer geringen elektrischen Leistung eignen sie sich vorrangig für dezentrale Anwendungen.

Linear-Fresnel-Kollektoren verwenden im Unterschied zu parabolischen Systemen flachere, meist leicht gekrümmte Spiegel, die das Licht auf einen stationären Absorber reflektieren. Sie zeichnen sich durch eine einfache, platzsparende Bauweise aus und sind in der Herstellung kostengünstig. Aufgrund der geringeren Konzentrationsraten sind Temperaturpotenzial und Wirkungsgrad allerdings begrenzt. Moderne Varianten nutzen zusätzliche Rekonzentratoren zur Leistungssteigerung.

Solarturmsysteme verwenden ebenfalls flache Spiegel (Heliostaten), die jedoch zweiachsig nachgeführt werden und das Sonnenlicht auf einen stationären Receiver an der Spitze eines Turms fokussieren. Dadurch lassen sich besonders hohe Strahlungsdichten und Betriebstemperaturen von über 1000 °C erreichen. Dies reduziert die spezifischen Wärmeverluste, steigert die Effizienz der thermischen Umwandlung und ermöglicht darüber

hinaus den Einsatz für Hochtemperaturprozesse wie die solare Wasserstoffherzeugung.

Während Parabolrinnenanlagen den Großteil der installierten Kapazität stellen, gelten Solarturmkraftwerke aufgrund ihres höheren Effizienzpotenzials und ihrer besseren Speicherintegration als zukunftssträchtiger Ansatz [61, 89]. Die hohen thermischen Belastungen erfordern jedoch anspruchsvolle Regelungsstrategien und robuste Materialien.

Regelungstechnische Besonderheiten

Solarturmanlagen lassen sich in zwei funktionale Teilsysteme gliedern:

- das optische System (Heliostatenfeld und Zielpunktsteuerung)
- das thermische System (Receiver und Wärmeträgerkreislauf)

Die Steuerung des Heliostatenfeldes ist ein komplexes kombinatorisches Optimierungsproblem: Tausende individuell steuerbarer Spiegel müssen so ausgerichtet werden, dass eine gewünschte, möglichst homogene Strahlungsverteilung auf dem Receiver entsteht. Verluste durch Spillage (Strahlungsenergie trifft nicht vollständig auf den Receiver), Spiegelfehler (Strahlungsform wird verzerrt) oder inhomogene Beleuchtung beeinflussen die thermische Regelbarkeit des Systems unmittelbar.

Im Rahmen dieser Arbeit wird das Heliostatenfeld über ein bestehendes Zielpunktsteuerungssystem (ZPS) geregelt, das am DLR entwickelt wurde [10, 66]. Die Receiverfläche wird dafür in ein Raster unterteilt, dessen Knoten als diskrete Zielpunkte für die Heliostaten dienen. Ziel der Optimierung ist es, eine Zielpunktverteilung zu finden, die die Ausgangstemperatur maximiert und die Zulässige Flussdichte (engl.: Allowable Flux Density) (AFD) der lokal absorbierten Strahlung einhält. Das zugrunde liegende Optimierungsproblem wird dabei mithilfe eines Ameisenkolonie-Algorithmus gelöst. Die resultierende Strahlungsverteilung wird in dieser Arbeit als externe Störgröße in die thermische Regelung eingebunden.

3.1.2 Stand der Regelungstechnik

Für die Regelung des Massenstroms durch den Receiver, also den eigentlichen Wärmeübertragungsprozess, wurden bereits vielfältige Regelungsstrategien entwickelt und erprobt. Insbesondere in Parabolrinnenanlagen finden sich Ansätze wie Vorsteuerungsverfahren [59], nichtlineare Rückführung mit exakter Linearisierung [6] sowie verschiedene Varianten der modellprädiktiven Regelung [21]. Diese Verfahren zielen darauf ab, mit den nichtlinearen und durch Störgrößen geprägten Prozesseigenschaften umzugehen.

In Solarturmkraftwerken dominieren bislang konventionelle Ansätze. So wurde im Solar-Two-Projekt, einer der ersten Demonstrationsanlagen mit Salzschnelzereceiver, eine

Kombination aus Vorsteuerung und PID-Regelung implementiert [14]. Die Vorsteuerung berechnet auf Basis der gemittelten Flussdichte einen Massenstrom, der die Zieltemperatur unter quasistationären Bedingungen hält. Ein nachgeschalteter PID-Regler kompensiert verbleibende Fehler.

Ein vergleichbares Regelkonzept kommt auch im DynaSalt-2-Projekt zum Einsatz. Es wurde im Zuge der Entwicklung des virtuellen Kraftwerks entworfen und dient in dieser Anwendung als Referenzregelung. Die Auslegung der PID-Parameter erfolgte dort auf Basis von Sprungantwortanalysen unter Anwendung des CHR-Verfahrens nach Chien, Hrones und Reswick [23]. Zur Absicherung bei instationären Bedingungen wird ein sogenannter *Cloud-Standby-Modus* verwendet: Bei starker Inhomogenität der Bestrahlung oder Unterschreitung der Ausgangstemperatur wird der Massenstrom vorsorglich auf seinen Maximalwert erhöht, um kritische Überhitzung zu vermeiden.

3.1.3 Motivation für den Einsatz einer MPR

Trotz ihrer einfachen Struktur stoßen konventionelle Verfahren bei dynamischen Betriebsbedingungen an ihre Grenzen. Sicherheitskritische Größen wie die maximale Filmschichttemperatur oder die örtliche absorbierte Flussdichte sind weder direkt messbar noch explizit im Regelalgorithmus berücksichtigt. Störungen, etwa durch Strahlungssprünge bei Wolkendurchgängen, wirken sich aufgrund der langen Transportzeiten im Receiver (mehrere hundert Meter Rohrlänge) zeitverzögert auf die Messgrößen aus, was eine rein reaktive Regelung erschwert und potenziell zu Grenzwertverletzungen führen kann.

Vor diesem Hintergrund stellt die MPR einen vielversprechenden Lösungsansatz dar. Sie bietet durch ihren vorausschauenden Ansatz mehrere zentrale Vorteile:

- Sie erlaubt die *explizite Berücksichtigung von Nebenbedingungen* in die Optimierung, wie maximale Temperatur- und Flussdichtegrenzen.
- Durch die Einbindung physikalischer Modelle kann sie *nicht messbare Größen* wie die Filmschichttemperatur schätzen und überwachen.
- Ihre vorausschauende Struktur erlaubt es, *Störungen proaktiv auszugleichen*, bevor sie zu kritischen Zuständen führen.

Diese Eigenschaften machen die MPR besonders geeignet für den Einsatz in Solarturmanlagen, die einerseits am Rande thermischer Grenzwerte betrieben werden, andererseits aber mit hochdynamischen Umgebungsbedingungen konfrontiert sind. Das folgende Kapitel zeigt, wie diese Methode auf ein realitätsnahes Referenzsystem angewendet und in einer virtuellen Anlage erfolgreich getestet wurde.

3.2 Beschreibung der Solarturmanlage

Die betrachtete Anlage basiert auf einem virtuellen Referenzkraftwerk, das im Rahmen des Projekts *DynaSalt-2* gemeinsam mit dem Industriepartner GE entwickelt wurde. Als Designstandort wurde Südafrika gewählt, da hier eine hohe solare Einstrahlung vorliegt, die für die thermischen Prozesse in CSP-Anlagen besonders günstig ist.

Der Receiver wurde vollständig in der modellbasierten Simulationsumgebung *Dymola* abgebildet. Diese ermöglicht eine detaillierte Untersuchung des Systemverhaltens unter verschiedenen Einstrahlungsbedingungen, insbesondere bei dynamischen Szenarien wie Wolkendurchzügen.

3.2.1 Systemaufbau

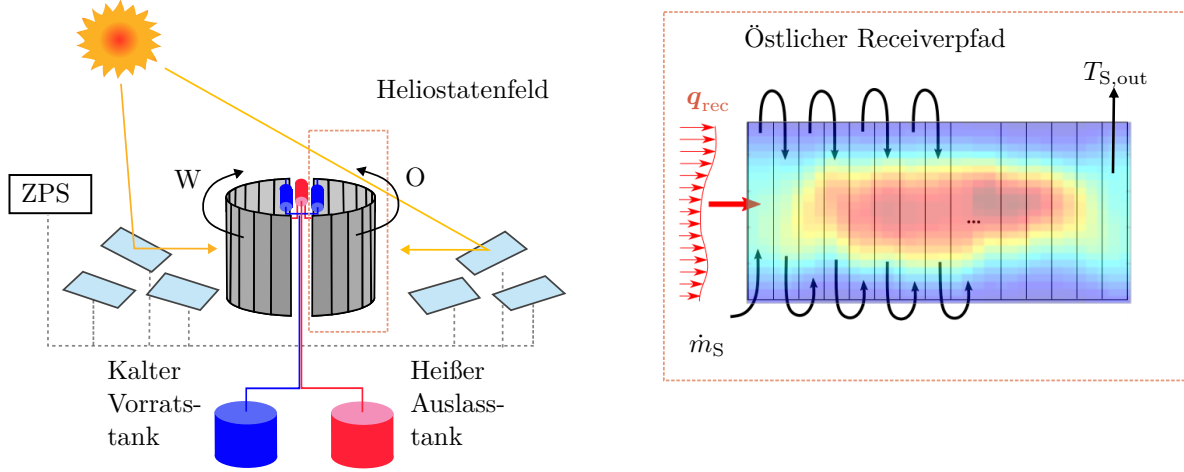
Tabelle 3.1 gibt einen Überblick über die wesentlichen technischen Parameter des Receivers und seiner Peripherie. Die Simulation umfasst die Komponenten vom Salzvorratstank bis zum Receiverausgang und bildet dabei die thermodynamischen Eigenschaften der Salzschnmelze sowie den Wärmeübergang im Rohrnetzwerk physikalisch realistisch ab.

Tabelle 3.1: Wichtige Parameter des virtuellen Referenzkraftwerks

Standort	Südafrika (28,3° Süd)
Designpunkt	21.03., Sonnenhöchststand
Thermische Leistung im Designpunkt	650 MW
Turmhöhe	191 m
Nomineller Massenstrom der Salzschnmelze	1560 kg/s
Minimaler Massenstrom der Salzschnmelze	156 kg/s
Referenztemperatur	565 °C
Reflektierende Fläche eines Heliostaten	121 m ²
Reflektierende Gesamtfläche	1 335 000 m ²
Receiverfläche	1412 m ²

Abbildung 3.2 zeigt den grundsätzlichen Aufbau der Solarturmanlage ohne nachgelagerte Kraftwerksblöcke. Die Salzschnmelze wird aus einem vorgewärmten Vorratstank mit 290 °C unter einem Druck von 16 bar zum Receiver gepumpt, wo sie sich auf zwei Strömungspfade verteilt – einen westlichen (W) und einen östlichen (O). Die Regelung erfolgt über ein Stellventil, welches den Massenstrom $\dot{m}_S$ bis zu einem Maximalwert von 1560 kg s⁻¹ variiert. Dieser Wert entspricht gleichzeitig dem nominellen Betriebspunkt des Systems.

Für die nachfolgenden Betrachtungen wird ein einzelner Strömungspfad untersucht, sodass sich der nominell betrachtete Massenstrom auf die Hälfte reduziert. Ziel ist es, die Ausgangstemperatur auf einen Referenzwert von 565 °C zu regeln.



(a) Simulation der Sonnenstrahlung und des Heliostatenfeldes in STRAL

(b) Simulation des Receivers in Dymola

Abb. 3.2: Schematischer Aufbau: (a) Solarturm, (b) Salzschmelzereceiver

Die Simulation der solar-optischen Umgebung erfolgt mithilfe des Strahlverfolgungsprogramms Solar Tower Raytracing Laboratory (STRAL) [9], das sowohl die Heliostatenachführung als auch die Reflexion und Streuung der Sonnenstrahlung modelliert. Die Steuerung des Heliostatenfeldes basiert auf einem Zielpunktsteuerungssystem (ZPS), das die Einstrahlung auf die Receiverfläche optimiert [10]. Die resultierende Strahlungsverteilung q_{Rec} wird als messbare Störgröße betrachtet. Dabei wird vereinfacht angenommen, dass die von STRAL berechnete Verteilung exakt umgesetzt wird – Spiegelverluste und Spillage sind jedoch berücksichtigt.

Topologie des Rohrnetzwerks Der Receiver setzt sich aus mehreren zylindrisch angeordneten Panels zusammen, durch die die Salzschmelze mäanderförmig fließt, bis sie die Ausgangstemperatur $T_{s,out}$ erreicht. Abbildung 3.3 zeigt den detaillierten Aufbau des Receivers und die Topologie des Rohrnetzwerks. Das Rohrnetzwerk besteht aus n_G Panelgruppen, die jeweils aus mehreren seriell verbundenen Panels bestehen. Innerhalb jeder Gruppe fließt die Salzschmelze parallel durch n_P Panels. Jedes Panel wiederum ist aus zahlreichen kleinen Rohren (n_R) aufgebaut, auf die sich der Salzstrom weiter aufteilt. Am Ende jeder Panelgruppe wird die Salzschmelze in einem Sammelrohr zusammengeführt, bevor sie in einem Umlenkrohr ihre Fließrichtung in vertikaler Richtung ändert – von unten nach oben oder umgekehrt. Die Bestrahlung erfolgt ausschließlich in den Panelgruppen, nicht jedoch in den Sammel- oder Umlenkrohren. An den Enden

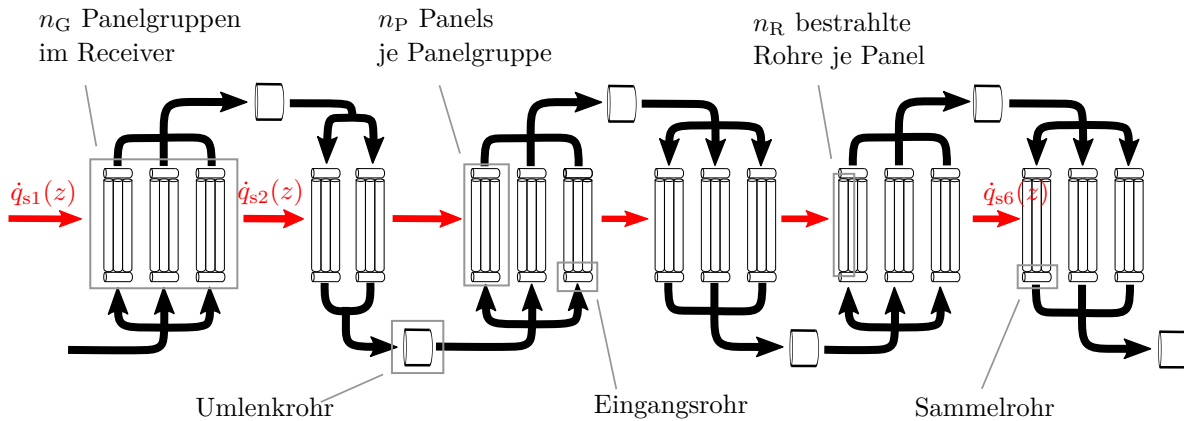


Abb. 3.3: Topologie des Rohrnetzwerks im Receiver

der Sammelrohre befinden sich Thermoelemente, die die Temperatur der Salzschnelze messen.

3.2.2 Anforderungen an die Regelung

Die regelungstechnischen Anforderungen ergeben sich unmittelbar aus den physikalischen Eigenschaften des Receivers und der Salzschnelze. Aufgrund der hohen spezifischen Wärmekapazität des Salzes, seiner begrenzten Temperaturfenster sowie der thermischen Trägheit des Systems muss der Betrieb innerhalb enger sicherheitsrelevanter Grenzen erfolgen. Tabelle 3.2 zeigt die zulässigen Temperaturbereiche.

Tabelle 3.2: Temperaturgrenzen der Salzschnelze

	Temperaturgrenzen	Salz	Filmschicht
Maximum	transient (max. 5 min.)	602 °C	616 °C
	statisch	580 °C	600 °C
Minimum		260 °C	260 °C

Die Obergrenze wird durch die thermische Zersetzung der Salzschnelze bestimmt, die bei Temperaturen oberhalb von etwa 600 °C einsetzt und irreversible Materialschäden verursachen kann. Kritisch ist hierbei insbesondere die sogenannte Filmschichttemperatur, d. h. die Temperatur unmittelbar an der Rohrrinnenwand, die lokal deutlich über der im Rohrzentrum gemessenen Salztemperatur liegen kann. Kurzfristige Überschreitungen bis maximal 16 K über der statischen Grenze sind zulässig, sofern sie eine Dauer von fünf Minuten nicht überschreiten.

Eine weitere maßgebliche Größe für die Betriebssicherheit ist die vom Panelrohr zulässige absorbierte Flussdichte (AFD). Da die Rohre von einer Seite intensiv bestrahlt werden, kommt es zu unterschiedlichen Ausdehnungen der Rohrseiten, was mechanische Spannungen erzeugt und die Lebensdauer der Materialien reduziert. Um diese Spannungen zu begrenzen, darf die absorbierte Flussdichte auf der bestrahlten Seite eines Panels bestimmte Grenzwerte nicht überschreiten. Diese Grenzwerte sind in Form eines Kennfeldes hinterlegt und hängen von der lokalen Salztemperatur und dem Massenstrom ab [85]:

$$AFD = f(T_s, \dot{m}_s) \quad (3.1)$$

Abbildung 3.4 illustriert die zulässigen Wärmestromdichten in Abhängigkeit vom Massenstrom (100 %, 50 % und 10 % des nominellen Salzmassenstroms) und der Salztemperatur für zwei verschiedene Paneltypen.

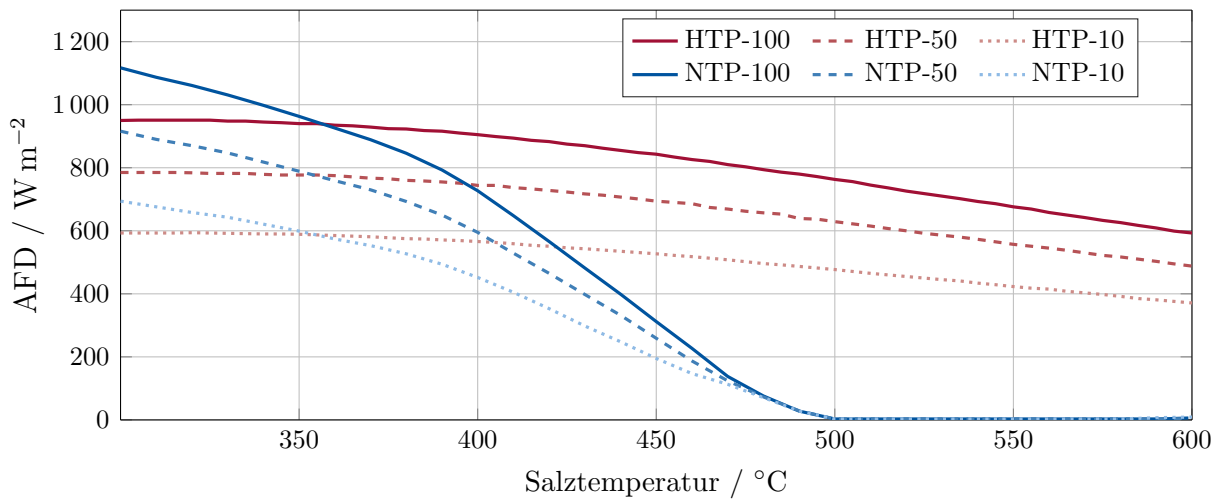


Abb. 3.4: AFD für drei verschiedene Massenströme und zwei unterschiedliche Paneltypen

Im Eingangsbereich des Receivers kommen aus Kostengründen niedrigtemperaturbeständige Panels (NTP) zum Einsatz, da dort geringere Salztemperaturen erwartet werden. Diese Materialeigenschaft schlägt sich in einer besonders restriktiven Auslegung des AFD-Kennfeldes nieder: Bereits bei ca. 500 °C sinkt der Grenzwert für die zulässige Flussdichte rapide auf null. Im restlichen Receiverbereich sind hochtemperaturbeständige Panels (HTP) installiert.

Zur Einhaltung dieser Grenzen ist eine gezielte Steuerung des Massenstroms erforderlich, die die jeweiligen Materialeigenschaften und die lokalen Einstrahlungsverhältnisse berücksichtigen muss. Bei hoher thermischer Last (d. h. einem hohen Bestrahlungs-niveau) kann durch Erhöhung des Massenstroms mehr Wärme abgeführt und somit eine höhere Flussdichte zugelassen werden. Umgekehrt begrenzen bei reduzierter Last und

niedrigerem Massenstrom bereits moderate Temperaturen die maximal zulässige Flussdichte. Eine adaptive Regelung des Massenstroms stellt somit einen zentralen Hebel dar, um die thermomechanische Belastung der Panels in allen Betriebszuständen sicher zu begrenzen.

Diese Größen sind entweder nur schwer oder überhaupt nicht direkt messbar. Eine besondere Herausforderung besteht daher darin, sie mithilfe von Modellen auf Basis verfügbarer Messgrößen (z. B. Salztemperatur am Austritt, gemittelte Flussdichte am Receiver) zuverlässig zu schätzen.

Gleichzeitig müssen Störungen wie plötzliche Änderungen der solaren Einstrahlung bei durchziehenden Wolken robust ausgeglichen werden. Da der Receiver typischerweise nahe an den maximal zulässigen Temperaturen betrieben wird, kann bereits ein kurzfristiger Strahlungsanstieg zu Grenzwertverletzungen führen, wenn nicht ausreichend schnell reagiert wird.

Die Regelung muss daher folgende Ziele gleichzeitig erfüllen:

- **Sicherer Betrieb:** Vermeidung von Grenzwertüberschreitungen bei der Filmschichttemperatur, der absorbierten Flussdichte und dem Temperaturgradienten.
- **Hohe Energieeffizienz:** Maximierung der Auslasstemperatur im Rahmen der zulässigen Betriebspunkte.
- **Robustheit gegenüber Störungen:** Frühzeitige Reaktion auf dynamische Änderungen der Einstrahlung (z. B. durch Wolkendurchzüge).
- **Echtzeitfähigkeit:** Die Rechenzeit der Regelung muss innerhalb des vorgegebenen Abtastintervalls liegen.

Diese Ziele erfordern einen Regelungsansatz, der nicht nur auf den aktuellen Systemzustand reagiert, sondern auch künftiges Verhalten berücksichtigt – eine zentrale Stärke der modellprädiktiven Regelung.

3.3 Modellierung des Receivers

In diesem Abschnitt wird das Modell des Receivers vorgestellt, das speziell für den Einsatz in der MPR und im Zustandsbeobachter entwickelt wurde. Es basiert auf einem detaillierten Finite-Volumen-Modell, das vom DLR zur Simulation des virtuellen Receivers in der Softwareumgebung *Dymola* erstellt wurde [32]. Es soll im Folgenden als Referenzmodell bezeichnet werden.

Ziel des Referenzmodells war es, eine möglichst hohe Modellgenauigkeit zu erzielen. Dies führte zu einem sehr detaillierten Ansatz:

- Grundlage waren die Navier-Stokes-Gleichungen, mit denen Energie-, Massen- und Impulsbilanzen in einem Kontrollvolumen erstellt wurden.
- Innerhalb jeder Panelgruppe wurden sämtliche Sammelrohre, Umlenkrohre und Panels einzeln modelliert. Die 17 bestrahlten Panels wurden dabei jeweils in 24 diskrete Volumenelemente unterteilt.
- Zur Simulation von Start- und Stoppvorgängen wurde das Modell zweiphasig ausgelegt, wobei sowohl die Salzschnmelze als auch eingeschlossene Luft im Rohrsystem berücksichtigt wurden.

Für eine echtzeitfähige Anwendung in der MPR ist dieser detaillierte Modellansatz jedoch zu komplex. Daher wurde eine gezielte Modellreduktion vorgenommen, um die Rechenzeiten deutlich zu verkürzen, ohne die wesentlichen dynamischen Eigenschaften zu verlieren.

Grundsätzlich kann die MPR auch mit vereinfachten Modellen arbeiten, da Modellungenauigkeiten durch den kontinuierlichen Abgleich mit Messgrößen durch den Beobachter kompensiert werden. Das reduzierte Modell bildet somit die zentrale Grundlage für die MPR, indem es eine ausreichende Näherung des Streckenverhaltens bei gleichzeitig hoher Rechengeschwindigkeit bietet.

3.3.1 Systemanalyse

Die Analyse des Receiveraufbaus zeigt, dass es sich vereinfacht um ein langes, bestrahltes Rohrsystem handelt, durch das ein Fluid – in diesem Fall die Salzschnmelze – strömt. Abbildung 3.5 zeigt beispielhafte Verläufe der Salztemperaturen sowie der Filmschichttemperaturen in einzelnen Receiverpanels, berechnet mit dem detaillierten Dymola-Modell. Deutlich erkennbar ist, dass die Salztemperatur aufgrund ihrer hohen Wärmekapazität in den bestrahlten Rohren relativ gleichmäßig und nahezu linear ansteigt. Im Gegensatz dazu zeigt die Filmschichttemperatur ein deutlich dynamischeres und ungleichmäßigeres Verhalten. Durch die direkte Bestrahlung der Rohrwand und deren geringe thermische Masse reagiert die Filmschichttemperatur sensibler auf Schwankungen in der Strahlungsverteilung.

Daraus lässt sich ableiten, dass für die Salztemperatur die Energiebilanz, bedingt durch die hohe thermische Masse, die entscheidende Rolle spielt. Für deren Beschreibung könnte eine konzentriert-parametrische Modellierung ausreichend sein, bei der jedes Panel durch ein diskretes Volumenelement abstrahiert wird. Dieses Element würde die mittlere Salztemperatur entlang der Flussrichtung im Panel repräsentieren. Das Temperaturprofil innerhalb des Volumenelementes könnte durch einen linearen Verlauf angenommen werden, um eine ausreichende Näherung zu erzielen.

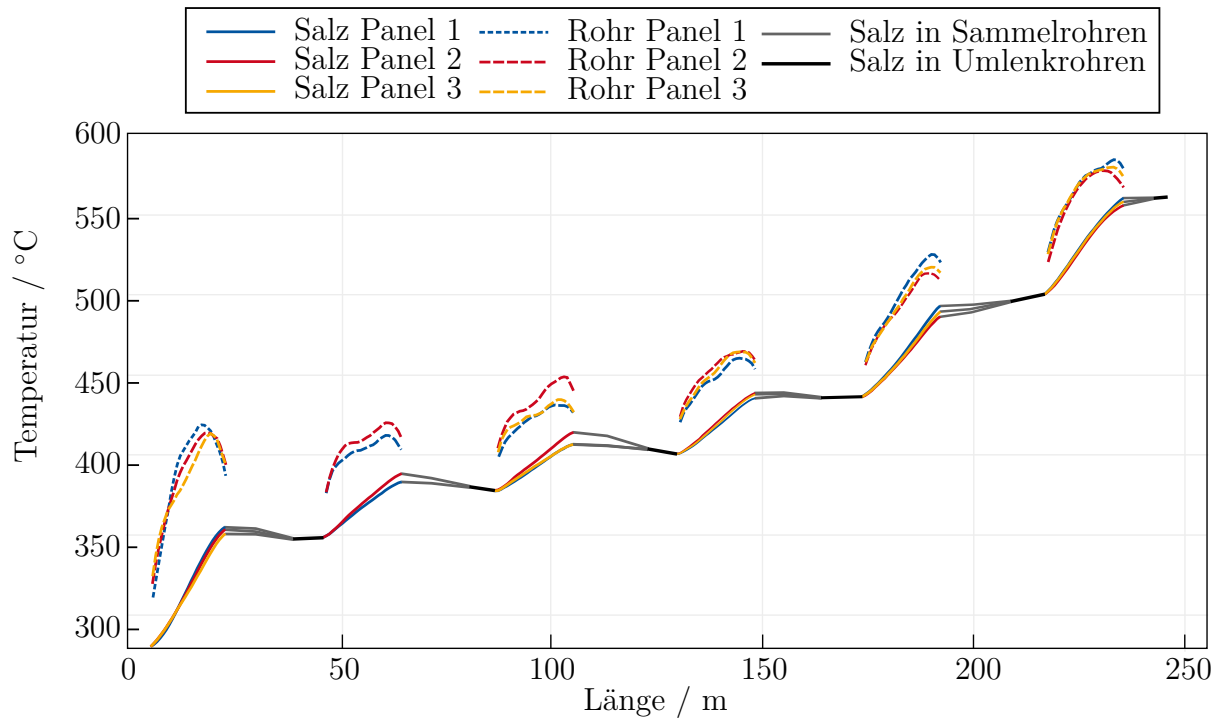


Abb. 3.5: Temperaturverlauf von Salz und Filmschicht im Receiver

Zur Abschätzung der zeitlichen Dynamik der Receiverausgangstemperatur wurden zudem Sprungversuche mit unterschiedlichen Eingangsgrößen durchgeführt. Diese Analysen sind entscheidend für die Wahl des Prädiktionshorizonts der MPR. Dabei zeigte sich, dass das Übertragungsverhalten hinsichtlich der Eingangsstrahlung weitgehend linear ist: Unabhängig von der Amplitude des Strahlungssprungs blieb die Einschwingzeit konstant.

Im Gegensatz dazu beeinflusst der Salzmassenstrom die Dynamik nichtlinear. Bei einem maximalen Massenstrom $\dot{m}_{S,\max}$ von 780 kg s^{-1} je Receiverzweig erreichte die Ausgangstemperatur ihren stationären Endwert bereits nach etwa 100 Sekunden. Bei einem minimalen Massenstrom (etwa 10 % des Nennwertes) verlängerte sich die Einschwingzeit jedoch auf rund 500 Sekunden (vgl. Tabelle 3.3). Daraus ergibt sich, dass die MPR einen Prädiktionshorizont von mindestens 100 s abdecken sollte.

Tabelle 3.3: Minimale und maximale Einschwingzeiten der Receiveraustrittstemperatur

$\dot{m}_S / \dot{m}_{S,\max}$	Einschwingzeit
10 %	500 s
100 %	100 s

3.3.2 Modellentwurf

Basierend auf den zuvor gewonnenen Erkenntnissen wird in diesem Abschnitt das vereinfachte Modell des Receivers vorgestellt. Dieses Modell wurde regelungsorientiert für den Einsatz in der MPR entwickelt und verbindet die wesentlichen dynamischen Eigenschaften der Anlage mit einer reduzierten Komplexität, die eine echtzeitfähige Anwendung ermöglicht. Der Fokus liegt auf den Energiebilanzen, da diese für die Beschreibung der relevanten Temperaturen und der absorbierten Wärmeflüsse als ausreichend erachtet werden.

Panelrohr

Zur Modellierung wird zunächst ein Panelrohr mit der Länge L_P betrachtet. Abbildung 3.6 zeigt das abstrahierte Modell eines Rohrelements, in dem die relevanten Temperatur- und Wärmeströme zusammengefasst sind. Als Systemzustände werden die Temperatur der

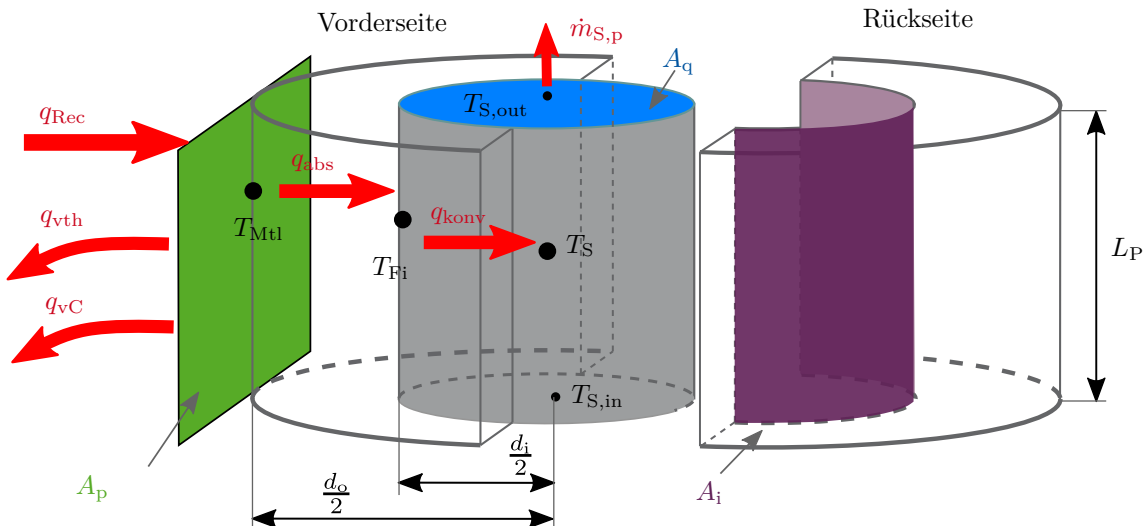


Abb. 3.6: Abstraktes Modell eines Rohrelements

Salzschmelze T_S und die Filmschichttemperatur T_{Fi} gewählt. Sie repräsentieren sowohl Messgrößen als auch sicherheitsrelevante Größen. Die thermische Masse des Rohres wird der Filmschichttemperatur zugeordnet, während die Oberflächentemperatur T_{Mtl} als algebraische Größe ohne Speicherverhalten modelliert wird. Die Wärmeströme in radialer Richtung entstehen durch Einstrahlung, Wärmeleitung, Konvektion und Strahlung; die axialen Wärmeströme resultieren aus dem Stofftransport der Salzschmelze.

Da sich die Salzschnmelze auf mehrere parallele Rohre innerhalb einer Panelgruppe aufteilt, wird der Massenstrom bei Betrachtung eines Einzelrohres wie folgt skaliert:

$$\dot{m}_{S,p} = \frac{\dot{m}_S}{n_R n_P} \quad (3.2)$$

Aufgrund der einseitigen Bestrahlung wird der Rohrmantel in eine Vorder- und Rückseite unterteilt. Die Rückseite wird vernachlässigt, da Simulationen mit dem Referenzmodell gezeigt haben, dass der dort abgeführte Wärmestrom unter 5 % der absorbierten Gesamtleistung liegt.

Die thermische Struktur des Rohres lässt sich über das Cauer-Modell in ein Ersatzschaltbild überführen (vgl. Abschnitt 2.2.3), wie in Abbildung 3.7 dargestellt. Die darin

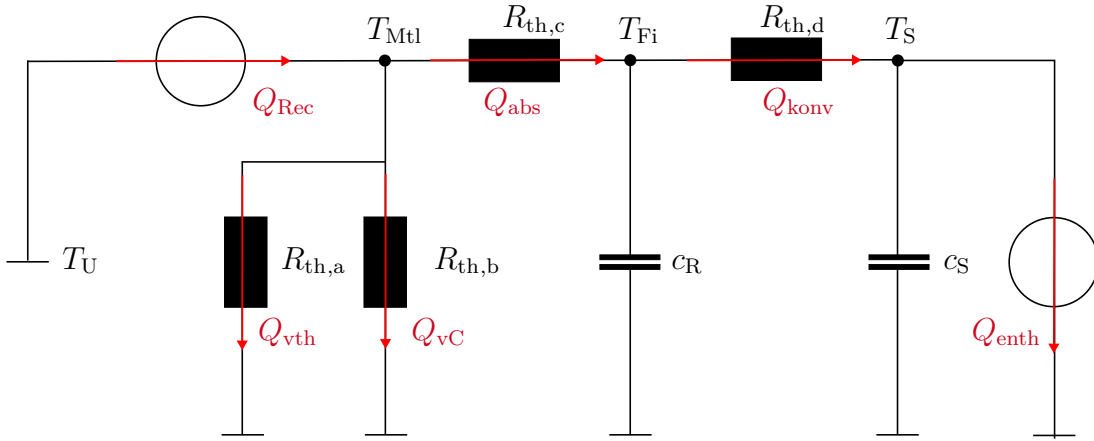


Abb. 3.7: Thermisches Ersatzschaltbild eines Panelrohrs

enthaltenen Wärmeströme werden über effektive Flächen in die Knoten eingebracht. Der konvektive Wärmeeintrag durch den Massenstrom wird als gesteuerte Stromquelle Q_{enth} abgebildet.

Die Anwendung der Kirchhoffschen Regeln auf das thermische Netzwerk führt zu folgender Beschreibung der drei Temperaturknoten:

$$0 = \alpha_R A_p q_{abs} - R_{th,a}(T_{Mtl}^4 - T_U^4) - R_{th,b}(T_{Mtl} - T_U) - R_{th,c}(T_{Mtl} - T_{Fi}) \quad (3.3)$$

$$C_R \frac{dT_{Fi}}{dt} = R_{th,c}(T_{Mtl} - T_{Fi}) - R_{th,d}(T_{Fi} - T_S) \quad (3.4)$$

$$C_S \frac{dT_S}{dt} = R_{th,d}(T_{Fi} - T_S) - \dot{m}_{S,p} c_S (T_{S,out} - T_{S,in}) \quad (3.5)$$

Mit den thermischen Ersatzgrößen

$Q_{\text{Rec}} = A_p \alpha_R q_{\text{Rec}}$	Wärmestromquelle, direkt gesteuert durch die solare Wärmestromdichte
$Q_{\text{enth}} = \dot{m}_{\text{SCS}}(T_{\text{S,out}} - T_{\text{S,in}})$	Wärmestromquelle, direkt gesteuert durch den Massenstrom und die Temperaturdifferenz zwischen Rohraus- und Eingang
$R_{\text{th,a}} = \epsilon \sigma$	Thermische Emissivität
$R_{\text{th,b}} = \alpha_{\text{R,M}} A_p$	Konvetiver Wärmewiderstand zur Umgebung über die projizierte Mantelfläche
$R_{\text{th,c}} = \lambda_R \frac{A_{\text{kon}}}{2}$	Widerstand der Wärmeleitung im Rohr über die Hälfte der effektiven Rohrfläche
$R_{\text{th,d}} = \alpha_R \frac{A_i}{2}$	Konvetiver Wärmewiderstand zwischen der Filmschicht und der Salzschnmelze über die innere Rohroberfläche
$C_S = c_S V_S \rho_S$	Wärmekapazität der Salzschnmelze
$C_R = c_R V_R \rho_R$	Wärmekapazität des Rohres

und den geometrischen Eigenschaften

$A_p = L_P d_a$	Projizierte Mantelfläche des Rohres
$A_{\text{kon}} = \frac{\pi L_P}{\log(\frac{d_a}{d_i})}$	Effektive radiale Wärmeleitungsfläche
$A_i = \pi \frac{(d_a^2 - d_i^2)}{8}$	Halbe innere Mantelfläche des Rohres
$V_R = \pi L_P \frac{(d_a^2 - d_i^2)}{4}$	Volumen des halben Rohres
$V_S = \pi \frac{d_i^2}{2} L_P$	Volumen der Salzschnmelze

Aufgrund der hohen Wärmekapazität des Salzes und der groben Diskretisierung wird ein lineares Temperaturprofil entlang der Panellänge angenommen. Ausgehend von der bekannten Eingangstemperatur $T_{\text{S,in}}$ ergibt sich die Ausgangstemperatur $T_{\text{S,out}}$ durch lineare Extrapolation der mittleren Salztemperatur T_S :

$$T_{\text{S,out}} = 2T_S - T_{\text{S,in}} \quad (3.6)$$

Der innere Wärmeübergangskoeffizient α_R der Salzschnmelze bestimmt sich über die Nusselt-Zahl Nu :

$$\alpha_R = \frac{Nu \lambda}{d_i} \quad (3.7)$$

Im turbulenten Strömungsbereich ($10^4 \leq Re \leq 10^6$) wird die Nusselt-Zahl gemäß der Korrelation von Gnielinski [86] berechnet:

$$Nu = \frac{\frac{\xi}{8} Re Pr}{1 + 12,7 \sqrt{\frac{\xi}{8}} (Pr^{\frac{2}{3}} - 1)} \left[1 + \frac{1}{3} \left(\frac{d_i}{L_P} \right)^{\frac{2}{3}} \right], \quad (3.8)$$

wobei für den Druckverlustbeiwert ξ gilt:

$$\xi = (1,8 \log(Re) - 1,5)^{-2}. \quad (3.9)$$

Die weiteren dimensionslosen Kennzahlen sind definiert als:

- $Re = \frac{\rho_S v_S L_P}{\eta_S}$ (Reynoldszahl)
- $Pr = \frac{\nu_S \rho_S c_S}{\lambda_S}$ (Prandtlzahl)

mit der Fließgeschwindigkeit v_S der Salzschnmelze. Die Materialeigenschaften – spezifische Wärmekapazität c_S , Dichte ρ_S , dynamische Viskosität η_S , kinematische Viskosität ν_S und thermische Leitfähigkeit λ_S – sind temperaturabhängig und in [88] beschrieben.

Unbestrahlte Rohrelemente Wie in Abbildung 3.3 dargestellt, besteht der Receiver nicht nur aus bestrahlten Panelrohren, sondern auch aus unbestrahlten Rohrabschnitten: den Sammelrohren am Ende jeder Panelgruppe sowie den Umlenkrohren zwischen den Gruppen. Diese Rohrabschnitte müssen separat modelliert werden, da an ihren Übergängen Thermoelemente zur Temperaturmessung der Salzschnmelze installiert sind.

Zur Modellierung dieser passiven Rohre wird lediglich der Temperaturknoten der Salzschnmelze bilanziert. Unter Vernachlässigung von Wärmeverlusten und -quellen wird dabei ausschließlich die axiale Konvektion berücksichtigt. Entsprechend reduziert sich das thermische Ersatzmodell auf eine reine Transportgleichung für die mittlere Salztemperatur:

$$C_{S,K} \frac{dT_K}{dt} = -\frac{\dot{m}_S c_S}{n_P} (T_K - T_{S,in}) \quad (\text{Sammelrohr}) \quad (3.10)$$

$$C_{S,U} \frac{dT_U}{dt} = -\dot{m}_S c_S (T_U - T_{U,in}) \quad (\text{Umlenkrohr}) \quad (3.11)$$

Dabei bezeichnen:

T_K, T_U	Mittlere Temperaturen der Salzschnmelze im Sammel- bzw. Umlenkrohr
$T_{S,in}, T_{U,in}$	Eingangstemperaturen
$C_{S,K} = c_S \rho_S A_K L_K$	Effektive Wärmekapazitäten des Sammelrohrs
$C_{S,U} = c_S \rho_S A_U L_U$	Effektive Wärmekapazitäten des Umlenkrohrs

Die Rohrlängen L_K und L_U werden als Parameter im Modell geführt und können zur Kalibrierung angepasst werden. Die unbestrahlten Rohre wirken somit als verlustfreie Verzögerungselemente innerhalb des Systems.

Beim Sammelrohr verteilt sich der Massenstrom auf die Anzahl der parallelen Rohre innerhalb eines Panels, weshalb der Massenstrom durch n_P geteilt wird. Im Umlenkrohr hingegen fließt der gesamte Massenstrom der Gruppe zusammen – eine Aufteilung ist hier nicht erforderlich.

Gesamtmodell

Das Gesamtmodell des Receivers besteht aus der seriellen Verschaltung von sechs Panelgruppen (vgl. Abbildung 3.3). Jede Panelgruppe setzt sich aus einem bestrahlten Panelrohr, einem Sammelrohr und einem Umlenkrohr zusammen. Die dynamische Beschreibung eines Submoduls ergibt sich aus dem Zusammenspiel der Energiebilanzen für Salzschnmelze, Rohrwand und Filmschicht sowie dem konvektiven Wärmetransport in den unbestrahlten Rohrsegmenten.

Zur Vereinfachung der Modellstruktur wird je Panelgruppe ein repräsentatives Rohrmodell verwendet. Dabei werden sowohl die n_P parallelen Panelrohre innerhalb einer Gruppe als auch die n_R Einzelrohre eines Panels zu einem einzelnen Modellrohr zusammengefasst. Die einfallende Wärmestromdichte wird dabei über die gesamte Panelgruppe gemittelt.

Diese Modellreduktion ist physikalisch begründet: Nach dem Durchfluss durch die parallelen Rohre vermischen sich die Salzströme in den nachgeschalteten Sammel- und Umlenkrohren vollständig. Dadurch lässt sich die tatsächliche Mischtemperatur der Panelgruppe zuverlässig durch die mittlere Temperatur eines repräsentativen Rohres mit vermindertem Aufwand abbilden. Abbildung 3.8 veranschaulicht das zugrunde liegende Konzept der Mittelung und Reduktion auf ein einzelnes Rechenrohr pro Panelgruppe.

Die Zustandsgleichungen für die n-te Panelgruppe lauten:

$$0 = Q_{\text{Rec}} - R_{\text{th},a} (T_{\text{Mtl},n}^4 - T_U^4) - R_{\text{th},b} (T_{\text{Mtl},n} - T_{\text{Fi},n}) - R_{\text{th},c} (T_{\text{Mtl},n} - T_U) \quad (3.12)$$

$$\frac{dT_{\text{Fi},n}}{dt} = \frac{R_{\text{th},c}}{C_R} (T_{\text{Mtl},n} - T_{\text{Fi},n}) - \frac{R_{\text{th},d}}{C_R} (T_{\text{Fi},n} - T_{\text{S},n}) \quad (3.13)$$

$$\frac{dT_{\text{S},n}}{dt} = -\dot{m}_S \frac{2 c_S}{C_S n_P n_R} (T_{\text{S},n} - T_{\text{S},\text{in},n}) + \frac{f}{g} (T_{\text{Fi},n} - T_{\text{S},n}) \quad (3.14)$$

$$\frac{dT_{\text{K},n}}{dt} = -\dot{m}_S \frac{c_S}{C_{\text{S},\text{K},n}} (T_{\text{K},n} - (2T_{\text{S},n} - T_{\text{S},\text{in},n})) \quad (3.15)$$

$$\frac{dT_{\text{U},n}}{dt} = -\dot{m}_S \frac{c_S}{C_{\text{S},\text{U},n} n_P} (T_{\text{U},n} - T_{\text{K},n}) \quad (3.16)$$

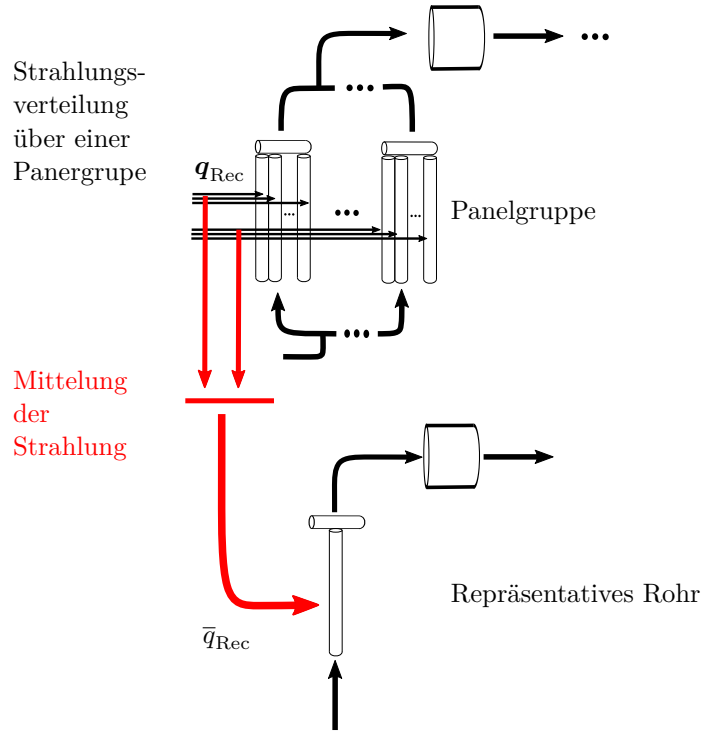


Abb. 3.8: Vereinfachung einer Panelgruppe zu einem repräsentativen Rohr mit gemittelter Einstrahlung

Abbildung 3.9 veranschaulicht die Verschaltung der Rohre miteinander.

Die Randbedingungen ergeben sich aus der konstanten Einlasstemperatur der ersten Stufe ($T_{S,in,1} = 290^\circ\text{C}$) sowie der seriellen Kopplung, bei der die Auslasstemperatur einer Komponente (Panel-, Sammel-, Umlenkrohr) jeweils die Einlasstemperatur der nachfolgenden Einheit bildet.

Der vollständige Zustandsvektor des Receivers ergibt sich zu:

$$\mathbf{x}_j = [T_{Fi,j}, T_{S,j}, T_{K,j}, T_{U,j}]^\top \quad \text{mit } j = \{1, 2, \dots, 6\} \quad (3.17)$$

$$\mathbf{x} = [\mathbf{x}_1, \mathbf{x}_2, \mathbf{x}_3, \mathbf{x}_4, \mathbf{x}_5, \mathbf{x}_6]^\top \quad (3.18)$$

Die Stellgröße u ist der Massenstrom, sowie die Störgröße $\mathbf{d}$ die Strahlungsdichteverteilung:

$$u = \dot{m}_S, \quad \mathbf{d} = \bar{q}_{\text{Rec}} \quad (3.19)$$

Abbildung 3.10 veranschaulicht exemplarisch die Verteilung der solaren Wärmestrahlungsdichte q_{Rec} auf der Receiveroberfläche. Die Daten liegen als diskretisierte Matrix vor, wobei die Auflösung 24 vertikale Segmente pro Panel bei insgesamt 34 Panels umfasst.

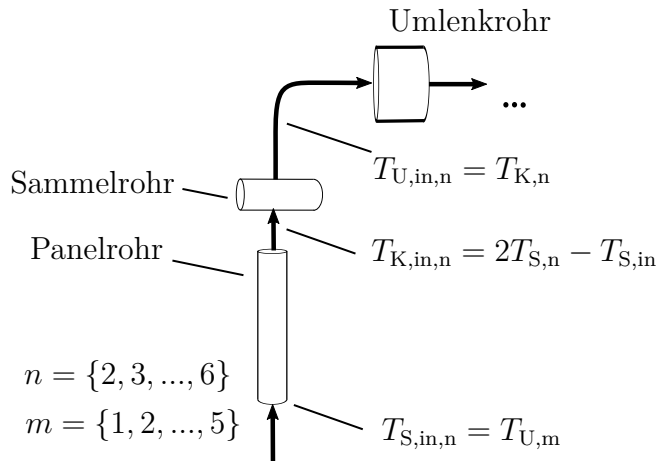


Abb. 3.9: Modulstruktur einer Receiver-Untereinheit mit serieller Verschaltung

Wie der Darstellung zu entnehmen ist, unterliegt die Einstrahlung einer starken räumlichen Inhomogenität: Während im zentralen Fokusbereich Spitzenwerte (dunkelrot) erreicht werden, fallen die Flussdichten zu den Rändern hin stark ab.

Der westliche und östliche Massenflusszweig erstrecken sich jeweils über die Hälfte des Receivers. Für die reduzierte Modellierung einer Panelgruppe i erfolgt die Mittelung der Strahlungsdichte $q_{\text{Rec},i}$ daher spezifisch über die jeweilige Höhe des Receivers und die zugehörige Anzahl der Panels n_p .

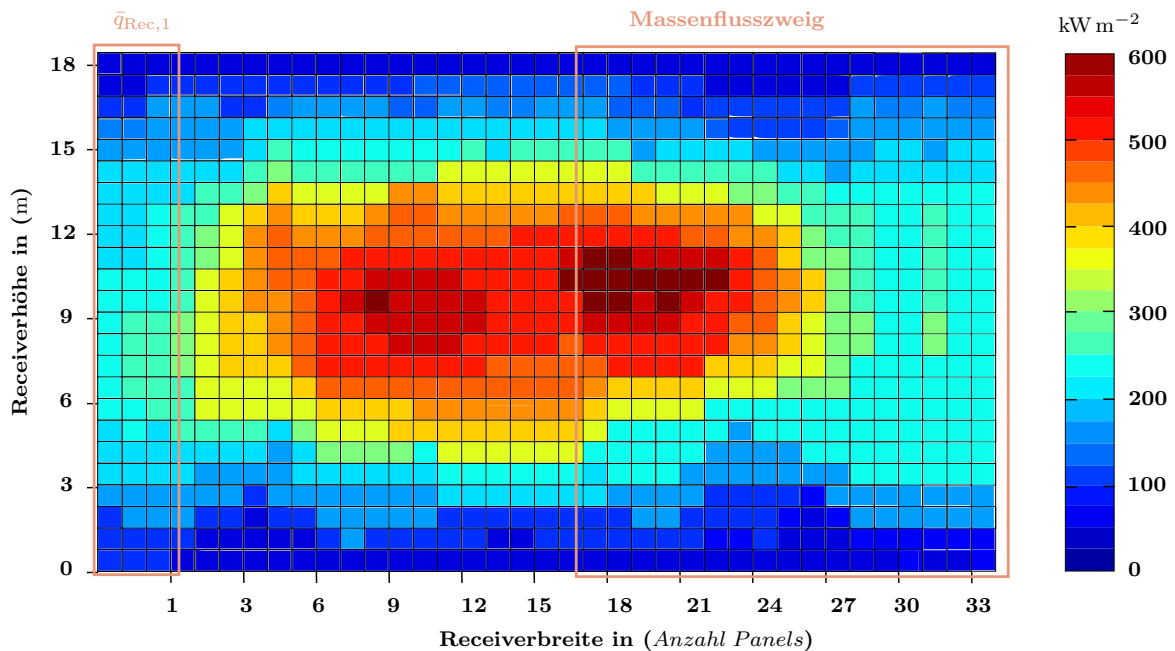


Abb. 3.10: Diskretisierte Verteilung der Strahlungsdichte auf dem Receiver

3.3.3 Korrektur der sicherheitsrelevanten Größen

Das vorgestellte Modell ist ausreichend präzise, um die Temperaturen an den messtechnisch zugänglichen Punkten des Receivers zuverlässig zu schätzen und eine Regelung der Auslasstemperatur zu ermöglichen.

Für die sicherheitskritischen Größen, insbesondere die Filmschichttemperatur an der Rohrrinnenwand und die lokal absorbierte Wärmestromdichte, reicht der gewählte Modellierungsdetailgrad jedoch nicht aus. Dies liegt vor allem daran, dass die thermische Trägheit der Rohrwand deutlich geringer ist als die der Salzschnmelze und die Filmschichttemperatur daher stärker auf kurzfristige, lokale Strahlungseinflüsse reagiert (vgl. Abbildung 3.5). Da die Filmschichttemperatur in der Regel über der Salztemperatur liegt, ist eine besonders exakte Schätzung notwendig, um materialbedingte Belastungsgrenzen nicht zu überschreiten. Gleiches gilt für die Bestimmung der absorbierten Wärmestromdichte im Rohr, die zur Begrenzung thermomechanischer Spannungen berücksichtigt werden muss.

Zur nachträglichen Korrektur dieser Größen wird ein Verfahren in Anlehnung an das Wiener-Modell [13] angewendet. Dabei wird das dynamische System in einen linearen, zeitabhängigen Anteil und eine nachgelagerte nichtlineare statische Abbildung unterteilt. Die Korrektur erfolgt ausschließlich über das statische Element: Die Dynamik des Modells bleibt unverändert, während die sicherheitsrelevanten Größen auf Basis des prädizierten Systemverhaltens nichtlinear berechnet und ergänzt werden.

Abschätzung maximaler Salztemperaturen Zunächst wird die maximale Salztemperatur innerhalb eines Panels abgeschätzt. Ausgangspunkt ist das stationäre nichtlineare Zustandsgleichungssystem in der allgemeinen zeitkontinuierlichen Form:

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}, u, \mathbf{q}) = 0 \quad (3.20)$$

Dieses wird um einen bekannten Arbeitspunkt linearisiert. Dabei ergibt sich für kleine Abweichungen eine Näherung in Form eines linearen Sensitivitätsmodells:

$$0 = \mathbf{A}\Delta\mathbf{x} + \mathbf{B}\Delta u + \mathbf{E}\Delta\mathbf{q} \quad (3.21)$$

mit den partiellen Ableitungen:

$$\mathbf{A} = \frac{\partial \mathbf{f}}{\partial \mathbf{x}}, \quad \mathbf{B} = \frac{\partial \mathbf{f}}{\partial u}, \quad \mathbf{E} = \frac{\partial \mathbf{f}}{\partial \mathbf{q}}$$

Da hier nur der Einfluss der Strahlungsänderung auf die Zustandsänderung ausgewertet werden soll, wird Δu vernachlässigt. Durch die Umstellung nach der Abweichung der Zustandsgröße $\Delta\mathbf{x}$ lässt sich ihre strahlungsabhängige Sensitivität beschreiben.

$$\Delta\mathbf{x} = \mathbf{A}^{-1} \mathbf{E} \Delta\mathbf{q} \quad (3.22)$$

Die maximale Salztemperatur ergibt sich dann aus:

$$\mathbf{T}_{S,\max} = \underbrace{\mathbf{A}^{-1}\mathbf{E}}_{\mathbf{S}} (\mathbf{q}_{\max} - \mathbf{q}) + \mathbf{T}_S, \quad (3.23)$$

Der Arbeitspunkt basiert auf der bereits berechneten gemittelten Salztemperatur $\mathbf{T}_S$ und der mittleren Einstrahlung $\mathbf{q}$. Die Matrix $\mathbf{S}$ beschreibt die Sensitivität der Temperatur gegenüber lokalen Strahlungsspitzen. Somit lässt sich näherungsweise bestimmen, welche Maximaltemperatur innerhalb eines einzelnen Rohrsegments auftreten kann (vgl. Abbildung 3.11).

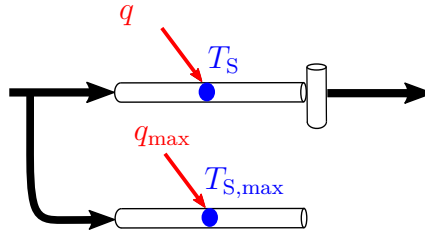


Abb. 3.11: Abschätzung der maximalen Salztemperatur innerhalb eines Panels

Anschließend wird die Temperaturverteilung entlang des Rohres durch lineare Extrapolation angenähert. Diese Temperaturverteilung dient im nächsten Schritt als Eingangsgröße zur Bestimmung der maximalen Filmschichttemperatur und der lokal absorbierten Flussdichte.

Berechnung der Filmschichttemperatur und absorbierten Flussdichte Zur Abschätzung der maximalen Filmschichttemperatur und der maximalen absorbierten Flussdichte wird erneut das elektrische Ersatzschaltbild in Abbildung 3.7 im stationären Fall an einem lokalen Ort betrachtet. Hierfür wird die Rohrlänge in $n_E = 6$ Volumenelemente in axialer Richtung diskretisiert.

Da die Filmschichttemperatur aus dem dynamischen Modell noch nicht korrekt ist, wird zunächst die absorbierte Flussdichte an der Stelle z^* über Salztemperatur mit den Wärmedurchgangskoeffizienten $R_{th,Wdg}$ ermittelt:

$$Q_{abs}(z^*) = \frac{1}{A_i n_E} \underbrace{\left(\frac{1}{R_{th,c}} + \frac{1}{R_{th,d}} \right)^{-1}}_{R_{th,Wdg}} (T_{Mtl}(z^*) - T_{S,\max}(z^*)) \quad (3.24)$$

Durch die Bilanzierung der ein- und ausströmenden Wärmeflüsse ergibt sich die nichtlineare algebraische Gleichung mit den bereits bekannten Größen Q_{Rec} und $T_{S,\max}$:

$$g(Q_{Rec}, T_S) = Q_{Rec} - R_{th,Wdg} (T_{Mtl} - T_S) - R_{th,a} (T_{Mtl}^4 - T_U^4) - R_{th,c} (T_{Mtl} - T_U) = 0 \quad (3.25)$$

Diese Gleichung wird numerisch mit dem Newton-Verfahren gelöst, um die lokale Rohroberflächentemperatur $T_{\text{Mtl}}(z)$ zu bestimmen. Damit lassen sich schließlich die lokale absorbierte Flussdichte mit Gleichung (3.24) und die lokale Filmschichttemperatur mit

$$T_{\text{Fi}}(z^*) = \frac{Q_{\text{abs}}(z^*)}{R_{\text{th,d}}} + T_{\text{Smax}}(z^*) \quad (3.26)$$

maximale Abschätzung. Diese Abschätzungen ermöglichen es, die Einhaltung sicherheitsrelevanter Grenzwerte für jedes Panelrohr abzusichern – trotz der reduzierten Modellkomplexität im dynamischen Kernmodell.

3.3.4 Modellvalidierung

Zur Überprüfung der Modellgüte wurde das vereinfachte Receiver-Modell anhand eines realitätsnahen Lastfalls validiert. Als Eingangsszenario wurde ein aufgezeichneter Wolkendurchgang am Design-Standort Südafrika verwendet. Abbildung 3.12 zeigt den Verlauf der gemittelten Strahlungsflussdichte auf zwei ausgewählten Panelgruppen des Receivers.

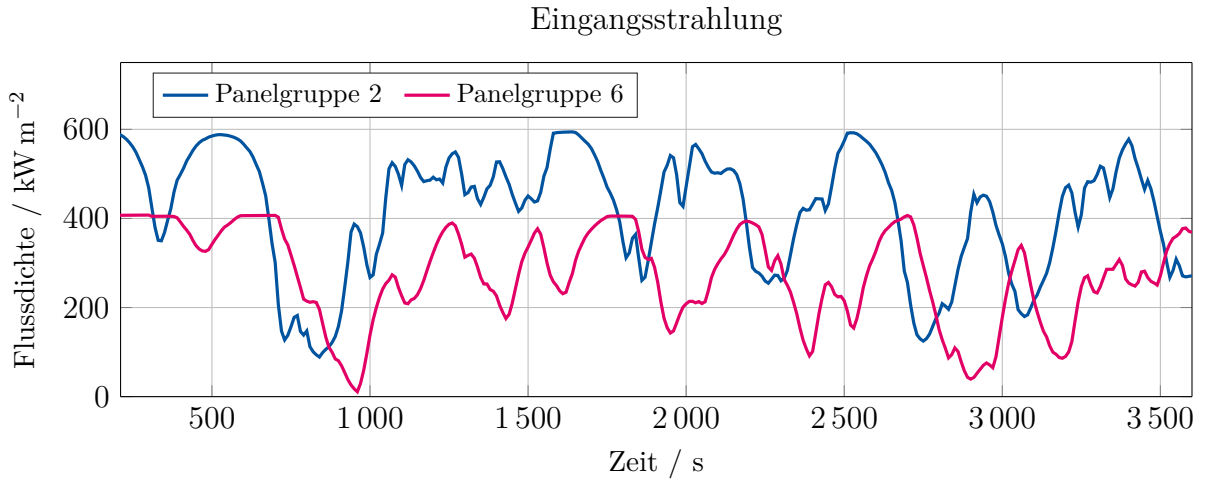


Abb. 3.12: Gemittelte Eingangsleistung an zwei Panelgruppen im vorderen und hinteren Receiverbereich

Zur Validierung wurden gezielt die Panelgruppen 2 und 6 herangezogen. Panelgruppe 2 ist durch temperaturkritisches Material besonders sicherheitsrelevant, während in Panelgruppe 6 am Ende des Receivers typischerweise die höchsten Temperaturen auftreten. Beide Gruppen stellen somit Worst-Case-Kandidaten für die Überprüfung der Modellgenauigkeit dar.

Als Referenz dient ein detailliertes Dymola-Modell, das mit einer PID-Regelung samt Störgrößenvorsteuerung betrieben wurde. Die Panelrohre wurden in diesem Modell mit 25 axialen Volumenelementen räumlich aufgelöst. Die Simulation erstreckte sich über einen Zeitraum von einer Stunde mit einer Abtastrate von 1 Hz. Die hieraus extrahierten Eingangsgrößen (Massenstrom und Strahlungsverteilung) wurden anschließend identisch auf das zu validierende reduzierte Modell aufgeprägt.

Salztemperaturen am Panelausgang Ein zentrales Kriterium für die Güte des reduzierten Modells ist die korrekte Wiedergabe der Austrittstemperaturen, da diese als Kopplungsvariablen für die nachfolgenden Panelgruppen dienen. Abbildung 3.13 vergleicht die simulierten Ausgangstemperaturen der Salzschnmelze für beide Panelgruppen mit den Daten des Referenzmodells. Die obere Grafik verdeutlicht die hohe Übereinstimmung der Verläufe: Selbst bei den steilen Temperaturabfällen während der Wolkendurchgänge folgt das reduzierte Modell der Referenz nahezu verzugslos. In der unteren Grafik sind die Abweichungen über die Zeit dargestellt.

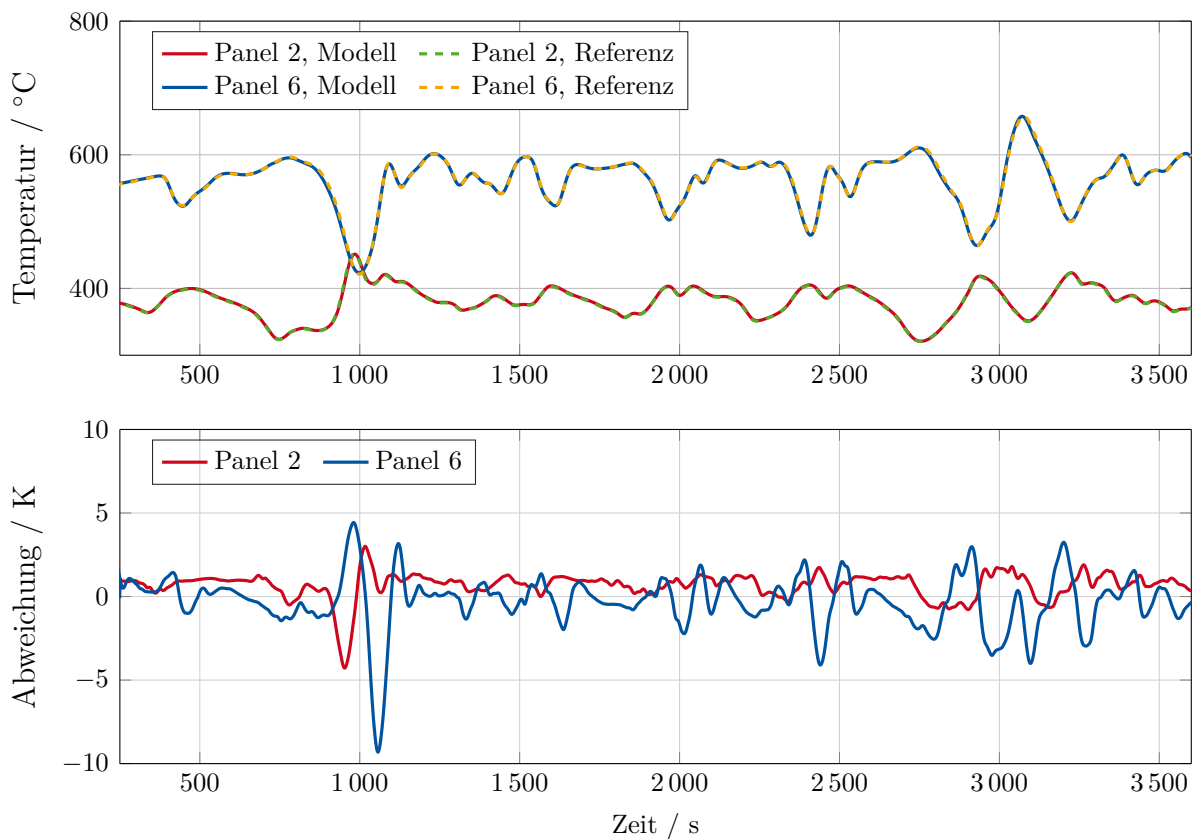


Abb. 3.13: Vergleich der Austrittstemperaturen zweier Panelgruppen mit Referenzmodell

Tabelle 3.4 fasst diese Ergebnisse über den mittleren absoluten Fehler (MAE) und den maximalen absoluten Fehler (MAXAE) zusammen. Die mittleren Abweichungen liegen mit 0,8 K für Panelgruppe 2 und 1,0 K für Panelgruppe 6 auf sehr niedrigem Niveau. Die maximalen Fehler von Panelgruppe 2 bleiben nahezu konstant unter 5 K, während sie bei Panelgruppe 6 lokal auf bis zu 9,3 K ansteigen. Die höheren Maximalwerte in Panelgruppe 6 lassen sich auf die fortschreitende Kumulation kleiner Modellierungsungenauigkeiten entlang der Panels zurückführen.

Tabelle 3.4: Validierung der Salztemperaturen am Ausgang der Panelgruppen 2 und 6 mittels MAE und MAXAE

Panel	Salztemperatur	
	MAE	MAXAE
2	0.8 K	4.3 K
6	1.0 K	9.3 K

Filmschichttemperatur Neben der Salzmittentemperatur ist die Temperatur in der Filmschicht an der Rohrrinnenseite von entscheidender Bedeutung, da hier lokale Überhitzungen zur Zersetzung des Salzes führen können. Da das reduzierte Modell hier vereinfachende Annahmen trifft, ist eine gesonderte Validierung notwendig. Abbildung 3.14 visualisiert die zeitlichen Abweichungen zwischen dem reduzierten Modell und der Referenz an drei axialen Positionen: am Einlass ($x = 0,7$ m), in der Rohrmitte ($x = 8,1$ m) und am Auslass ($x = 15,5$ m) bei einer Rohrlänge von 18,6 m.

Die statistische Auswertung in Tabelle 3.5 zeigt mittlere absolute Fehler von lediglich 1,5 K für Panelgruppe 2 und 2,7 K für Panelgruppe 6. Die maximale Abweichung im gesamten Szenario beträgt 15,3 K. Dieser Wert ist im Kontext der Anlagensicherheit zu bewerten: Gemäß der in Abschnitt 3.2.2 definierten Toleranzkriterien ist eine kurzzeitige Überschreitung der statischen Grenztemperatur von 600 °C um bis zu 16 K zulässig. Da der maximale Modellfehler unterhalb dieser Schwelle liegt und zudem nicht permanent auftritt, ist die Genauigkeit des reduzierten Modells für die Überwachung der Filmschichttemperaturen als hinreichend einzustufen.

Tabelle 3.5: Validierung der Filmschichttemperaturen und absorbierten Flussdichten

Panel	Filmschichttemperatur		Absorbierte Flussdichte	
	MAE	MAXAE	MAPE	MAXAEP
2	1.5 K	5.8 K	0.7 %	1.3 %
6	2.7 K	15.3 K	0.9 %	1.5 %

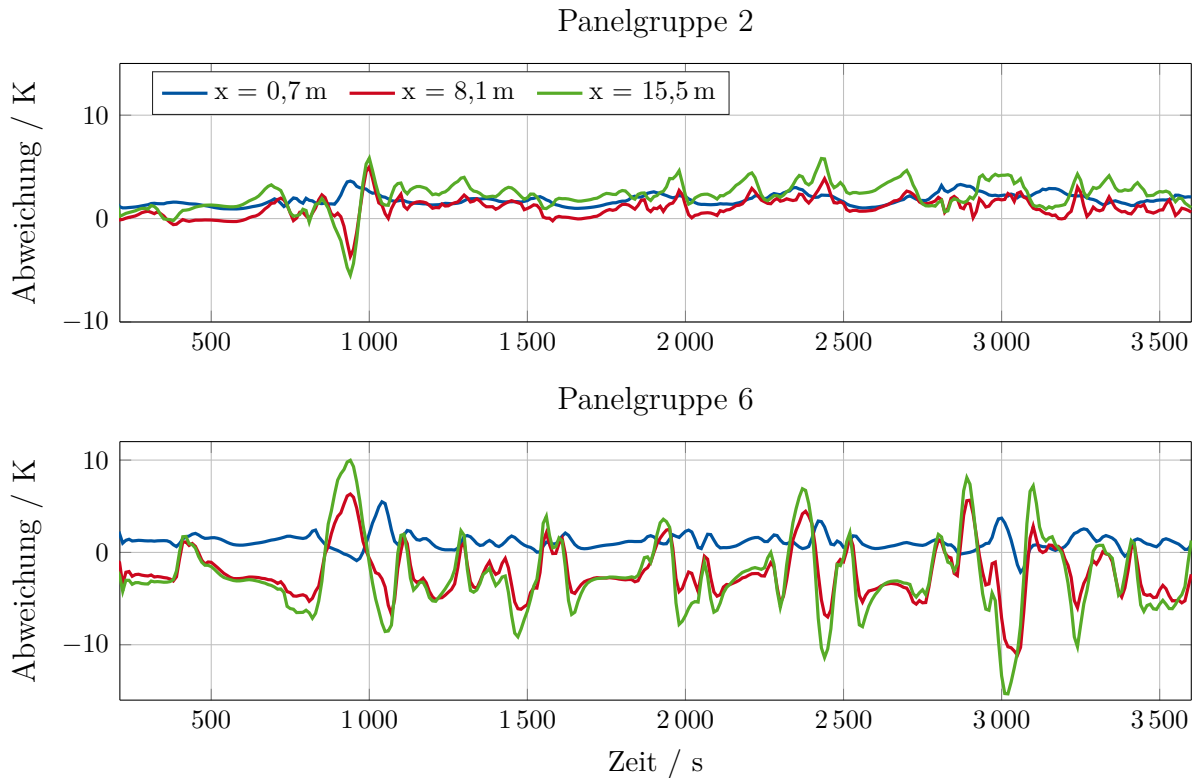


Abb. 3.14: Abweichungen der Filmschichttemperaturen an drei Stellen im Panelrohr der Panelgruppe 2 und 6

Absorbierte Flussdichte Die dritte sicherheitskritische Größe ist die absorbierte Flussdichte, deren Grenzwert (AFD) eine Materialermüdung im Rohr verhindert. Abbildung 3.15 stellt die prozentualen Abweichungen des Modells zur Referenz an den drei Positionen im Panelrohr dar. Wie in Tabelle 3.5 ersichtlich, sind die mittleren prozentualen Fehler (MAPE) mit 0,7 % bzw. 0,9 % außerordentlich gering. Dies bestätigt, dass die optische und thermische Einkopplung der Strahlungsenergie im reduzierten Modell korrekt abgebildet wird.

Die über den Zeitverlauf maximalen prozentualen Fehler (MAXAEP) bleiben über den gesamten Betrachtungszeitraum unterhalb von 1,5 %. Auffällig sind lediglich kurze Spitzen bei ca. 950 s und 2800 s in Panelgruppe 6. Diese korrelieren direkt mit den Phasen minimaler Einstrahlung während des Wolkendurchgangs (vgl. Abbildung 3.12). Da hier der Nenner der prozentualen Berechnung sehr klein wird, entstehen numerisch hohe Prozentwerte, die jedoch absolut gesehen nur sehr kleine Energiedifferenzen darstellen. Für die Sicherheitsbewertung sind diese Ausreißer irrelevant, da bei niedriger Einstrahlung ohnehin keine Gefahr einer AFD-Überschreitung besteht.

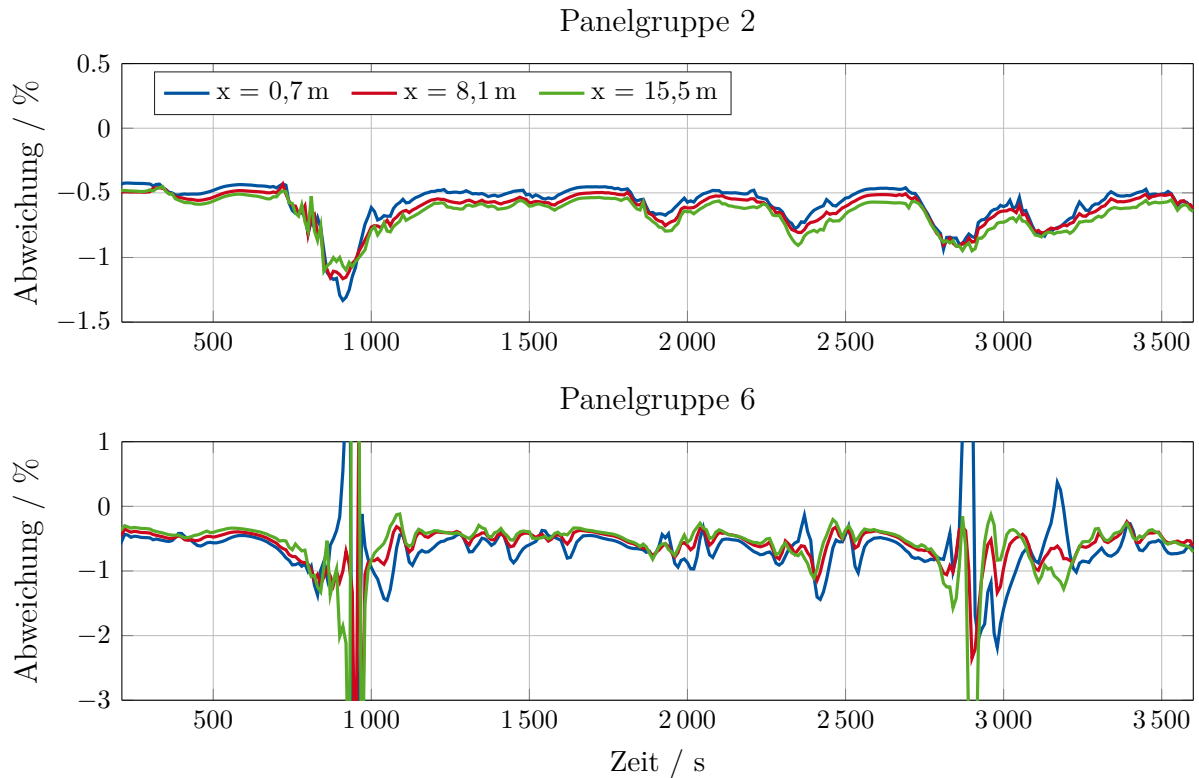


Abb. 3.15: Abweichungen der absorbierten Flussdichte an drei Stellen im Panelrohr der Panelgruppe 2 und 6

Fazit zur Modellvalidierung Die Ergebnisse belegen, dass das entwickelte reduzierte Modell die thermische Dynamik des Receivers mit hoher Genauigkeit wiedergibt. Sowohl die mittleren Salztemperaturen als auch die sicherheitsrelevanten Größen (Filmschichttemperatur und absorbierte Flussdichte) werden innerhalb akzeptabler Grenzen prognostiziert. Die Modellgüte ist ausreichend, um im Rahmen einer MPR zuverlässige Prädiktionen zu liefern. Zudem erfüllt das Modell die Anforderungen an Rechenzeit und Stabilität für den Einsatz in einem prädiktiven Regler mit kurzer Abtastzeit.

3.4 Entwicklung der Modellprädiktiven Regelung

In diesem Abschnitt wird die Entwicklung der MPR sowie ihre Erprobung am virtuellen Kraftwerk anhand definierter Wolkenzugszenarien beschrieben. Die Ergebnisse werden mit dem eingeführten Referenzregler verglichen, der den aktuellen Stand der Technik für kommerzielle Anlagen repräsentiert (vgl. Abschnitt 3.1). Neben Regelgüte und Effizienz liegt der Fokus insbesondere auf der Einhaltung sicherheitskritischer Betriebsgrenzen.

3.4.1 Formulierung des optimalen Steuerungsproblems

Zur Erfüllung der in Abschnitt 3.2.2 formulierten Anforderungen wird folgendes zeitdiskretes OCP formuliert:

$$\min_{\substack{u_0 \dots u_{N_u} \\ s_0 \dots s_{N_2}}} J = \sum_{k=1}^{N_2} l(r_k - T_{\text{Rec,out},k}, \mathbf{Q}_r) + \|\mathbf{s}_{\text{Fi}}\|_{\mathbf{Q}_s}^2 + \|\mathbf{s}_{\text{afd}}\|_{\mathbf{Q}_{\text{afd}}} + \sum_{k=0}^{N_u} \|\Delta u_k\|_{\mathbf{R}}^2 \quad (3.27)$$

Unter den Nebenbedingungen

$$\begin{aligned} \mathbf{x}_{k+1} &= \mathbf{F}(\mathbf{x}_k, \mathbf{u}_k, \mathbf{z}_k) \\ -0.1 \dot{m}_{\text{S,max}} &< \Delta \mathbf{u}_k < 0.1 \dot{m}_{\text{S,max}} \\ -0.1 \dot{m}_{\text{S,max}} &< \mathbf{u}_k < 1.1 \dot{m}_{\text{S,max}} \\ \mathbf{T}_{\text{Fi},k} &< 600^\circ\text{C} + s_{\text{Fi}} \\ \mathbf{q}_{\text{Abs},k} &< \text{AFD}(T_{\text{S},k}, \dot{m}_{\text{S},k}) + s_{\text{afd}} \\ s_{\text{Fi}} &\geq 0 \\ s_{\text{afd}} &\geq 0 \end{aligned} \quad (3.28)$$

Zeithorizont und Diskretisierung Basierend auf der Systemanalyse in Abschnitt 3.3.1 wurde ein Prädiktionshorizont von $N_2 = 36$ Zeitschritten mit einer Abtastzeit von 5 s gewählt, was einer Vorhersagezeit von 180 s entspricht. Damit können auch langsame Temperaturänderungen bei mittlerer und geringerer Einstrahlung über den Großteil der Einschwingzeit erfasst werden.

Der Stellhorizont wurde auf $N_u = 10$ Zeitschritte festgelegt. Um den Rechenaufwand bei der Lösung des Optimierungsproblems zu begrenzen, kommt ein sogenanntes *Move-Blocking* zum Einsatz. Dabei wird die Stellgröße nicht für jeden Zeitschritt individuell optimiert, sondern für vordefinierte Zeitblöcke konstant gehalten. In diesem Fall bedeutet das, dass über mehrere Schritte hinweg eine identische Stellgrößenausprägung angenommen wird.

Diese Maßnahme reduziert die Anzahl der Freiheitsgrade im Optimierungsproblem deutlich, ohne die Qualität der Regelung wesentlich zu beeinträchtigen. Gleichzeitig ermöglicht sie eine gezielte Beeinflussung des Stellgrößenverlaufs über den gesamten Prädiktionshorizont hinweg. Durch diese Strukturierung der Optimierungsvariablen lässt sich das nichtlineare Optimierungsproblem zuverlässig innerhalb von maximal zwei Sekunden lösen und erfüllt damit die Anforderungen an eine echtzeitfähige Implementierung.

Kostenfunktion und Gewichtung Der Kostenterm $l(r, T_{\text{Rec,out}}, Q_r)$ bewertet die Abweichung der Receiverausgangstemperatur vom Referenzwert $r = 565^\circ\text{C}$. Um eine robuste und zugleich reaktive Regelstrategie zu ermöglichen, wird eine gestückelte Fehlerbewertung eingesetzt: Temperaturabweichungen im Bereich von $\pm 20\text{ K}$ werden quadratisch bestraft, um präzises Nachregeln zu fördern. Für größere Abweichungen erfolgt hingegen eine lineare Bestrafung, wodurch ein übermäßig aggressives Regelverhalten vermieden und potenzielle Schwingungen im Ausgangsverhalten reduziert werden.

Dieses Verhalten ist insbesondere bei plötzlichen Strahlungseinbrüchen von Bedeutung. In solchen Fällen steigt der Fehler zwischen tatsächlicher Temperatur und Solltemperatur stark an, was zu hohen Kosten führt. Die MPR ist in der Lage, diese Situation adäquat zu bewerten und temporäre Grenzwertüberschreitungen – zumindest in der Prädiktion – zuzulassen, wenn dies erforderlich ist, um die Zieltemperatur möglichst schnell wieder zu erreichen. Sobald sich die Temperatur wieder dem Sollwert nähert, dominieren die quadratischen Anteile in der Kostenfunktion, wodurch Grenzverletzungen automatisch zurückgedrängt werden. Auf diese Weise wird eine ausgewogene Balance zwischen Regelgüte und Anlagensicherheit erreicht.

Darüber hinaus fließt der Massenstrom als Stellgröße differenziert in die Kostenfunktion ein. Zum einen werden Änderungen des Massenstroms explizit bestraft, um abrupte Reglerreaktionen zu dämpfen und das dynamische Verhalten zu glätten. Zusätzlich sind relative Sprünge über 10 % pro Zeitschritt nicht zulässig, um mechanische Belastungen im System sowie numerische Instabilitäten zu vermeiden. Ein weiterer Aspekt betrifft die obere Schranke des zulässigen Massenstroms. Da der Receiver aus zwei getrennten Salzschnmelzepfaden besteht, die in der Regel unabhängig voneinander geregelt werden, ist es unwahrscheinlich, dass beide gleichzeitig ihren jeweiligen Maximalwert erreichen müssen. Aus diesem Grund wurde die zulässige obere Grenze des Massenstroms im betrachteten Strang auf 110 % des nominalen Maximalwerts erweitert. Dies schafft zusätzlichen Spielraum in Hochlastsituationen, ohne das Gesamtsystem zu überlasten.

Überschreitungen der zulässigen Filmschichttemperaturen und der AFD werden durch sogenannte Slack-Variablen (s_{Fi} , s_{afd}) abgesichert. Diese ermöglichen eine weiche Behandlung der Nebenbedingungen und stellen sicher, dass das Optimierungsproblem auch unter stark gestörten Bedingungen lösbar bleibt. Die Slack-Variablen werden in der Kostenfunktion mit hohen Gewichtungsfaktoren bestraft, sodass sie nur im Ausnahmefall aktiviert werden, etwa bei nicht vermeidbaren Überschreitungen, und die Betriebssicherheit weiterhin gewährleistet bleibt.

3.5 Validierung der Regelung

Zur Bewertung der MPR wurde eine umfassende Simulationsstudie unter realitätsnahen Betriebsbedingungen durchgeführt. Ziel war es, die Leistungsfähigkeit der entwickelten Regelung in Hinblick auf Robustheit, Sicherheit und Energieeffizienz zu verifizieren und mit einer konventionellen PID-Regelung zu vergleichen.

Beide Regelungen wurden unter identischen Randbedingungen in einem virtuellen Kraftwerksmodell getestet, das auf dem Simulationswerkzeug *STRAL* basiert. Dabei wurde die PID-Regelung als Referenz herangezogen, da sie dem Stand der Technik in bestehenden CSP-Anlagen entspricht.

Ein stationärer Betrieb bei wolkenlosem Himmel stellt für die Regelung üblicherweise keine Herausforderung dar, da das System nur geringen dynamischen Änderungen unterliegt. Erst durch zeitlich und räumlich variable Verschattungen – beispielsweise durchziehende Wolken – entstehen dynamisch relevante Lastwechsel, bei denen sich die Regelqualität deutlich differenzieren lässt.

Um die Regelungsstrategien unter praxisnahen Bedingungen vergleichen zu können, wurden gezielt Szenarien mit hoher dynamischer Belastung definiert. Diese Testsituationen dienen dazu, kritische Systemzustände zu provozieren und die Reaktionsfähigkeit der Regelung, insbesondere bei Strahlungseinbrüchen und -wiederanstiegen, zu untersuchen.

Ziel ist es, sowohl die Einhaltung der sicherheitsrelevanten Betriebsgrenzen (Temperaturen, Flussdichten) als auch die Regelgüte und Energieeffizienz zu bewerten.

3.5.1 Definition der Testszenarien

Insgesamt wurden 32 Szenarien konzipiert, jeweils mit einem simulierten Wolkendurchzug von einer Stunde Dauer. Als repräsentatives Simulationsdatum wurde der 21. März gewählt, da an diesem Tag ein mittlerer jährlicher Sonnenstand auftritt – ein geeigneter Kompromiss zwischen Sommer- und Winterbedingungen. Die Szenarien unterscheiden sich in vier Parametern:

- **Startzeit (Z):** Die Simulation beginnt entweder um 9:00 Uhr oder 12:00 Uhr. Der Sonnenstand zu diesen Zeitpunkten beeinflusst die auf dem Receiver verfügbare Strahlungsleistung, insbesondere durch sogenannte Kosinusverluste in den Morgenstunden.
- **Bedeckungsgrad (BG):** Der Grad der Wolkenbedeckung beeinflusst direkt die einfallende Strahlung. In den Szenarien wurden zwei Stufen untersucht: 30 % und 60 % Bedeckung.

- Die **Windrichtung (WR)**: Die Richtung, aus der die Wolken aufziehen, beeinflusst die zeitliche Verteilung der Verschattung auf dem Receiver. Besonders kritisch ist eine Strahlungsreduktionen beginnend am Receivereingang, da dort die thermische Totzeit am höchsten ist.
- Die **Windgeschwindigkeit (WV)**: Mit 5 m s^{-1} und 10 m s^{-1} wurden zwei Geschwindigkeiten simuliert, die unterschiedliche Dynamiken beim Strahlungswechsel erzeugen.

Tabelle 3.6 fasst die untersuchten Parameter der Testszenarien und ihre Ausprägungen zusammen.

Tabelle 3.6: Parameter der Testszenarien und untersuchte Ausprägungen

Datum	21.03			
Zeitraum	9:00 – 10:00		12:00 – 13:00	
Bedeckungsgrad (BG)	30 %		30 %	
Windrichtung (WR)	Nord	Ost	Süd	West
Windgeschwindigkeit (WV)	5 m s ⁻¹		10 m s ⁻¹	
Diskretisierung Raytracing	10 s			

Des Weiteren listet Tabelle 3.7 alle 32 definierten Szenarien und deren Simulationsstatus auf. Aus Zeitgründen konnten nicht alle Kombinationen erfolgreich simuliert werden (grau hinterlegt). In einigen Fällen führten numerische Instabilitäten im virtuellen Kraftwerksmodell zu einem unplausiblen Anstieg der Filmschichttemperatur und der absorbierten Flussdichte. Obwohl diese Fehler hauptsächlich beim Referenzregler auftauchten, wurde die Auswertung der betroffenen Szenarien aus Gründen der Vergleichbarkeit für die beiden Regler nicht berücksichtigt.

Die Verschattungsereignisse wurden mithilfe von STRAL modellbasiert simuliert. Die Software erlaubt eine realistische Abbildung des Durchzugs eines Wolkenfeldes über das Heliostatenfeld, wobei Bedeckungsgrad, Bewegungsrichtung und Geschwindigkeit frei definierbar sind. Um sowohl Ein- als auch Austritt der Wolke innerhalb der einstündigen Simulationszeit abbilden zu können, wurde die Bewegungsrichtung zur Halbzeit umgekehrt. Abbildung 3.16 zeigt beispielhaft den Verlauf der mittleren Strahlungsflussdichte für ausgewählte Szenarien auf den beiden Receiverpfaden. Im Vergleich zu Szenario 5a werden in den weiteren Szenarien die Änderungen der Parameter im Titel markiert.

Tabelle 3.7: Statusübersicht der Szenarienrechnungen (grün=erfolgreich, rot=Fehler, grau=nicht durchgeführt)

Index	BG in %	WV in m s ⁻¹	WR	Start- zeit	Ergebnisse vorhanden	
					PID	MPR
1a	30	5	Nord	9:00	✓	✓
2a		10			✓	✓
3a	60	5			✓	✓
4a		10			✓	✓
5a	30	-5	Süd		✓	✓
6a		-10			✓	✓
7a	60	-5			✓	✗
8a		-10			✓	✓
9a	30	5	Ost		✓	✓
10a		10			✓	✓
11a	60	5			✓	✗
12a		10			✓	✗
13a	30	-5	West	✓	✓	
14a		-10		✓	✓	
15a	60	-5		✓	✓	
16a		-10		✓	✓	
1b	30	5	Nord	✓	✓	
2b		10		✓	—	
3b	60	5		✓	—	
4b		10		✓	✓	
5b	30	-5	Süd	✓	✗	
6b		-10		✓	✓	
7b	60	-5		✓	✗	
8b		-10		—	—	
9b	30	5	Ost	—	—	
10b		10		—	—	
11b	60	5		—	—	
12b		10		—	—	
13b	30	-5	West	—	—	
14b		-10		—	—	
15b	60	-5		—	—	
16b		-10		—	—	

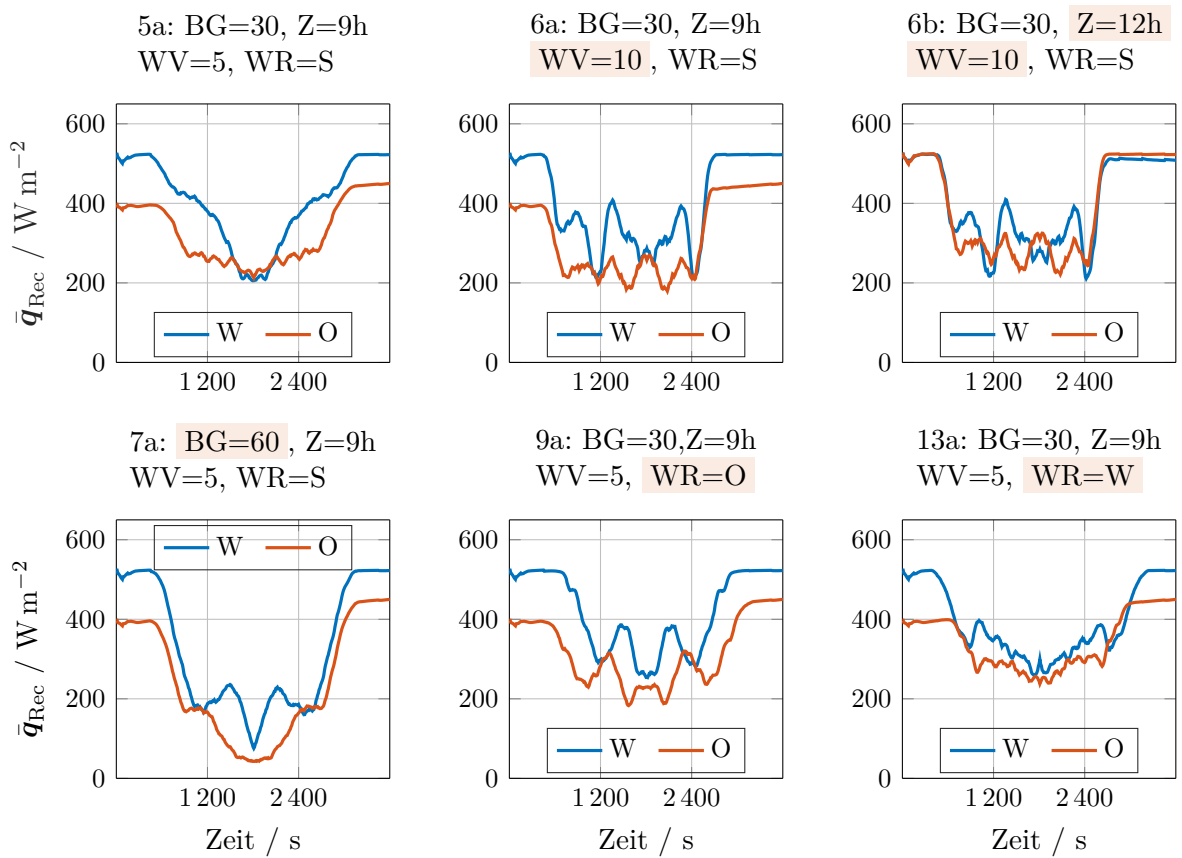


Abb. 3.16: Zeitverlauf der gemittelten Strahlungsleistung auf dem östlichen (O) und westlichen (W) Receiverpfad bei verschiedenen Wolkenparametern

3.5.2 Auswertung der Ergebnisse

Zur Bewertung der entwickelten modellprädiktiven Regelung (MPR) wurde ein umfassender Vergleich mit einem konventionellen PID-Regler durchgeführt. Nach dem Ausschluss ungültiger Testfälle konnten insgesamt 17 valide Szenarien in die Analyse einbezogen werden. Da der Receiver aus zwei unabhängig geregelten Massenstrompfaden besteht, wurden pro Szenario jeweils zwei Simulationen durchgeführt – für den östlichen und westlichen Zweig des Receivers. Daraus ergibt sich eine Gesamtzahl von 34 Simulationen pro Regelungsstrategie.

Einzelfallbetrachtung Die Abbildung 3.17 und Abbildung 3.18 zeigen exemplarisch das Regelverhalten beider Regler für das Testfall-Szenario 6a. Für beide Regelstrategien werden zentrale Größen dargestellt:

- Die Receiverauslasstemperatur mit Referenz,
- der eingestellte Massenstrom,
- die maximale Filmschichttemperatur mit dynamischer ($616\text{ }^{\circ}\text{C}$) und statischer ($600\text{ }^{\circ}\text{C}$) Grenzlinie,
- die lokal absorbierte Wärmestromdichte mit ihrer zulässigen Obergrenze (AFD),
- sowie die normierten Grenzwertverletzungen der AFD für die PID-Regelung, da nur hier eine Überschreitung auftrat.

Da nicht sämtliche Grenzwertüberschreitungen über den zeitlichen Verlauf hinweg vollständig dargestellt werden können, wird in den Diagrammen jeweils der Ort im Receiver ausgewählt, an dem die größte Annäherung oder Überschreitung des Grenzwerts auftritt. Dadurch kann es insbesondere im Verlauf der absorbierten Wärmestromdichte zu sprunghaften Änderungen kommen, da der betrachtete Ort innerhalb des Receivers wechselt.

Während die PID-Regelung lediglich auf Abweichungen der Ausgangstemperatur reagiert, erkennt die MPR potenziell kritische Entwicklungen frühzeitig und kann vorausschauend gegensteuern. In den Vergleichsverläufen ist klar zu erkennen, dass der PID-Regler sowohl die zulässige Filmschichttemperatur als auch die AFD-Grenze mehrfach verletzt. Zwar sind kurzfristige Überschreitungen der dynamischen Filmtemperaturgrenze von $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ im Betrieb tolerierbar, kritischer sind jedoch Verstöße gegen die statische Maximalgrenze von $616\text{ }^{\circ}\text{C}$. Auch im Bereich der absorbierten Wärmestromdichte treten unter der PID-Regelung zwei signifikante Überschreitungen auf – mit Spitzenwerten von bis zu 60 % über dem zulässigen Grenzwert. Solche Ausreißer sind sicherheitsrelevant, da sie auf eine mögliche thermische Überlastung des Systems hindeuten.

Im Gegensatz dazu treten unter der MPR in diesem Testfall keinerlei Grenzwertverletzungen auf. Die Regelung reagiert schnell und präzise auf die dynamischen Änderungen der Einstrahlung und verhindert dadurch zuverlässig kritische Betriebszustände. Dies spiegelt sich auch in der deutlich höheren Regelgüte wider: Während die MPR die Auslasstemperatur eng am Referenzwert hält, kommt es bei der PID-Regelung zu deutlich größeren Abweichungen.

Zwar sind auch unter der MPR zwei nennenswerte Temperatureinbrüche auf unter 550 °C zu beobachten, diese lassen sich jedoch auf längere Strahlungseinbrüche zurückführen, bei denen eine Einhaltung des Sollwerts physikalisch nicht möglich ist. Besonders auffällig ist der Einbruch bei etwa Sekunde 2500. Während die MPR in diesem Fall trotz Strahlungseinbruch alle Sicherheitsgrenzen einhält, greift bei der PID-Regelung eine Notfall-Heuristik ein: Der Massenstrom wird gezielt auf seinen Nennwert gesetzt, um beim Wiedereinsetzen der Einstrahlung dynamische Grenzwertverletzungen zu vermeiden. Dennoch kommt es genau in diesem Moment zu einer erheblichen Überschreitung der AFD. Die MPR hingegen verhindert auch in diesem kritischen Bereich zuverlässig jede Grenzwertverletzung.

Systematische Analyse der Szenarien

Zur quantitativen Bewertung wurden vier Kenngrößen herangezogen. Diese wurden für jedes Szenario und jeden Regelungsansatz ermittelt und in Tabelle 3.8 zusammengefasst. Die Kenngrößen sind wie folgt definiert:

1. **Regelgüte** als Wurzel der mittleren quadratischen Abweichung (RMSE) der Auslasstemperatur über N_{Sim} Simulationszeitschritte:

$$e_{\text{RMSE}} = \sqrt{\frac{1}{N_{\text{Sim}}} \sum_{i=1}^{N_{\text{Sim}}} (T_{\text{ref},i} - T_{\text{Rec,out},i})^2}$$

2. **Thermischer Wirkungsgrad** als Verhältnis zwischen abgeführter Wärme und eingestrahelter Sonnenwärme:

$$\eta_{\text{th}} = \frac{\sum_{i=1}^{N_{\text{Sim}}} \dot{m}_{\text{S},i} c_{\text{S}} (T_{\text{Rec,out},i} - T_{\text{Rec,in},i})}{\sum_{i=1}^{N_{\text{Sim}}} Q_{\text{Rec}} t}$$

3. **Sicherer Betrieb (Filmschichttemperatur)** durch die Mittelung der maximalen Überschreitung der statischen Grenztemperatur von 600 K und die Anzahl der Überschreitungen über alle Simulationen

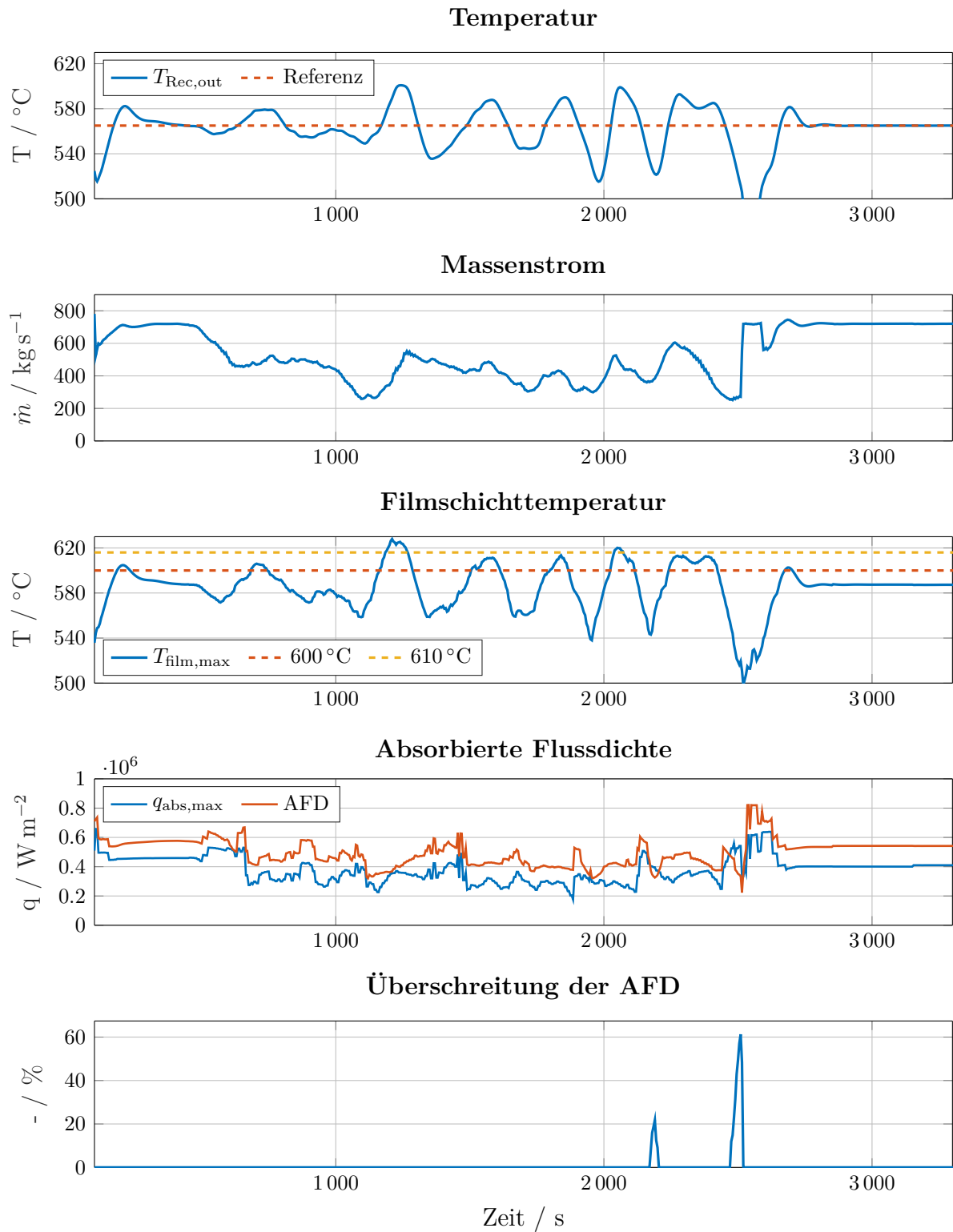


Abb. 3.17: Regelungsergebnisse des konventionellen Reglers am Beispiel des Testszenarios 6a

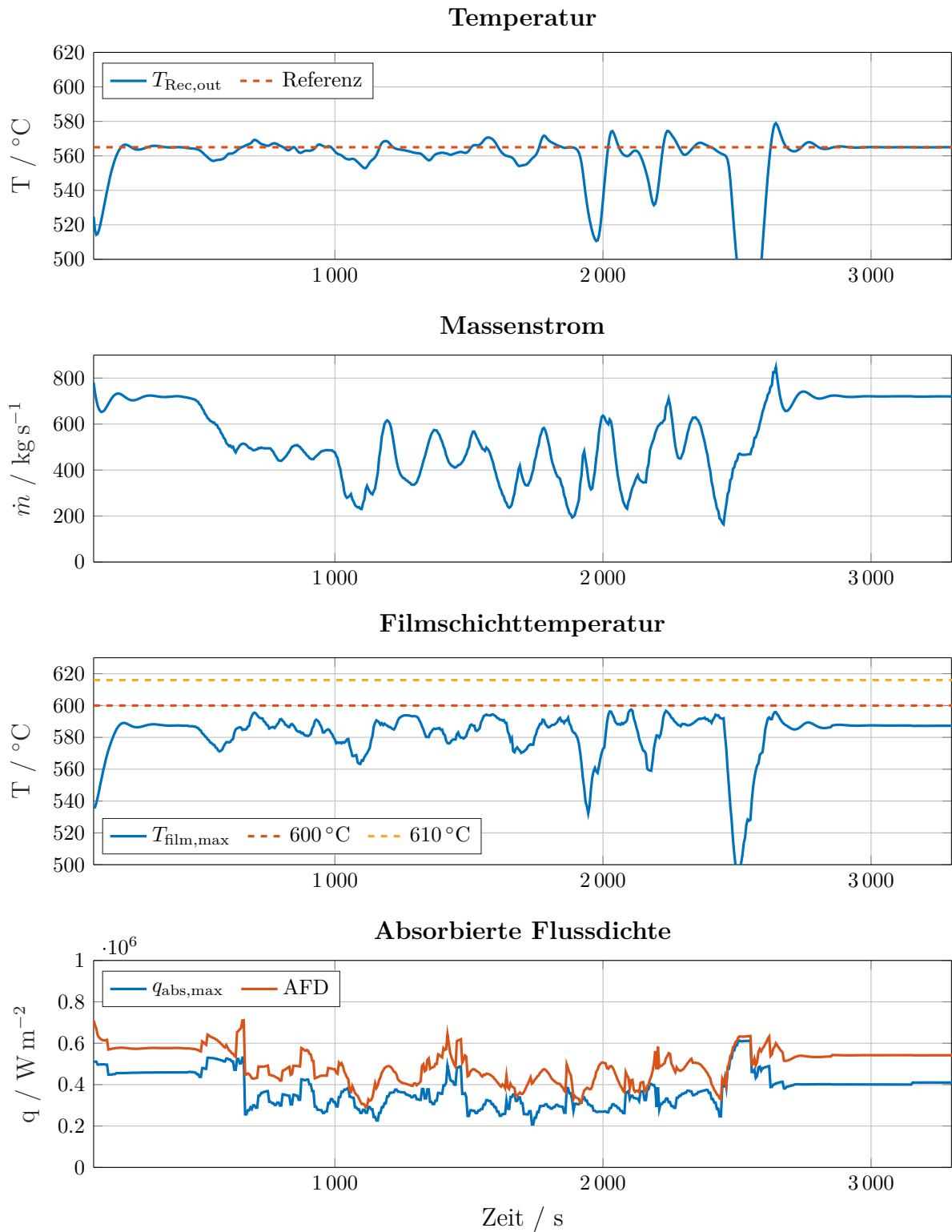


Abb. 3.18: Regelungsergebnisse der MPR am Beispiel des Testszenarios 6a

4. **Sicherer Betrieb (AFD)** durch die Mittelung der maximalen Überschreitung der AFD über alle Zeitschritte und die Anzahl der Überschreitungen über alle Simulationen

Die quantitativen Ergebnisse der 34 erfolgreich simulierten Validierungsszenarien sind in Abbildung 3.8 zusammengefasst.

Tabelle 3.8: Ergebnisse der Szenarienauswertung

Kriterium	MPR	PID
Thermischer Wirkungsgrad (η_{th})	85,97 %	85,96 %
Regelgüte (e_{RMSE})	16,1 K	32,7 K
Überschreitungen der Filmschichttemperaturgrenzen		
Mittlere max. Überschreitung	0,3 K	42 K
Anzahl (Einzel)	15	311
rel. Anzahl (in Simulationen)	21 %	100 %
Davon ≤ 16 K	21 %	12 %
Davon > 16 K	0 %	88 %
Überschreitungen der AFD		
Mittlere max. Überschreitung	1,6 %	34 %
Anzahl (Einzel)	60	214
rel. Anzahl (in Simulationen)	42 %	71 %
Davon ≤ 5 %	42 %	0 %
Davon > 5 % UND ≤ 0 %	0 %	16 %
Davon > 50 %	0 %	55 %

Der Vergleich der modellprädiktiven Regelung (MPR) mit dem konventionellen PID-Regler verdeutlicht das überlegene Regelverhalten der MPR in mehreren zentralen Aspekten:

Regelgüte Die mittlere Regelabweichung (RMSE) der MPR beträgt 16,3 K und liegt damit fast 50 % unter dem Wert des PID-Reglers (32,74 K). Dies zeigt, dass die MPR in der Lage ist, die Auslasstemperatur deutlich präziser auf dem Referenzniveau zu halten.

Thermischer Wirkungsgrad Trotz des unterschiedlichen Betriebsverhaltens ist der thermische Wirkungsgrad der MPR (85,97 %) praktisch identisch mit dem Wirkungsgrad der Referenzregelung (85,96 %). Die höhere Regelgüte und Sicherheit gehen somit nicht zulasten der Energieeffizienz.

Einhalten der Filmschichttemperaturgrenzen Kritische Überschreitungen der statischen Grenztemperatur (600 °C) um mehr als 16 K traten bei der MPR in keinem einzigen Szenario auf. Die maximale registrierte Überschreitung betrug lediglich 6 K und blieb damit im zulässigen Toleranzbereich. In 79 % der Simulationen wurde die Grenztemperatur sogar vollständig eingehalten.

Demgegenüber kam es bei der PID-Regelung in 88 % der Fälle zu einer kritischen Überschreitung von mehr als 16 K, mit einem mittleren Maximum von 41 K, was potenziell sicherheitskritisch ist.

Einhalten der AFD-Grenzen Die Analyse der absorbierten Wärmestromdichte (AFD) zeigt deutlich die Überlegenheit der MPR. Diese zeigt lediglich eine mittlere maximale Grenzwertüberschreitung von 1,5 %. Der auftretende Spitzenwert von 4 % tritt ausschließlich auf dem östlichen Zweig des Systems und resultiert aus leicht erhöhten Modellgenauigkeiten in Bereichen mit inhomogener Flussverteilung. Durch marginale Anpassungen der Sicherheitsmargen lassen sich geringfügige kurzzeitige Abweichungen vollständig kompensieren.

Im Gegensatz dazu überschreitet die PID-Regelung die AFD in 71 % aller Simulationen. Dabei fallen die Verstöße besonders gravierend aus: In 55 % der Fälle liegen die Überschreitungen über 50 %, während in keinem Testfall eine Einhaltung der AFD sichergestellt wurde. Diese systemische Fehlregulierung deutet auf ein kritisches Risiko thermischer Überlastung hin und unterstreicht die Notwendigkeit modellbasierter Regelungsansätze zur Gewährleistung der Betriebssicherheit.

Zusätzlich zur tabellarischen Auswertung in Tabelle 3.8 analysiert Abbildung 3.19 den Zusammenhang zwischen Überschreitungshöhe und -dauer der Betriebsgrenzen.

Die Visualisierung aggregiert die Ergebnisse aller 34 Simulationen, wobei jede Grenzwertverletzung der beiden sicherheitskritischen Größen separat hinsichtlich Amplitude und Zeitdauer erfasst wurde. Die Histogrammverteilung offenbart fundamentale Unterschiede: Während die MPR Überschreitungen sowohl in der Amplitude (max. 4 % AFD-Verletzung) als auch Dauer (<1 Minute) auf Minimalwerte begrenzt, zeigt die PID-Regelung stärkere Streuung mit:

- **Filmschichttemperatur:** 73 % der Verstöße > 16 K bei 1-14 Minuten Dauer
- **AFD:** 83 % der Überschreitungen >50 % bis zu 4 Minuten

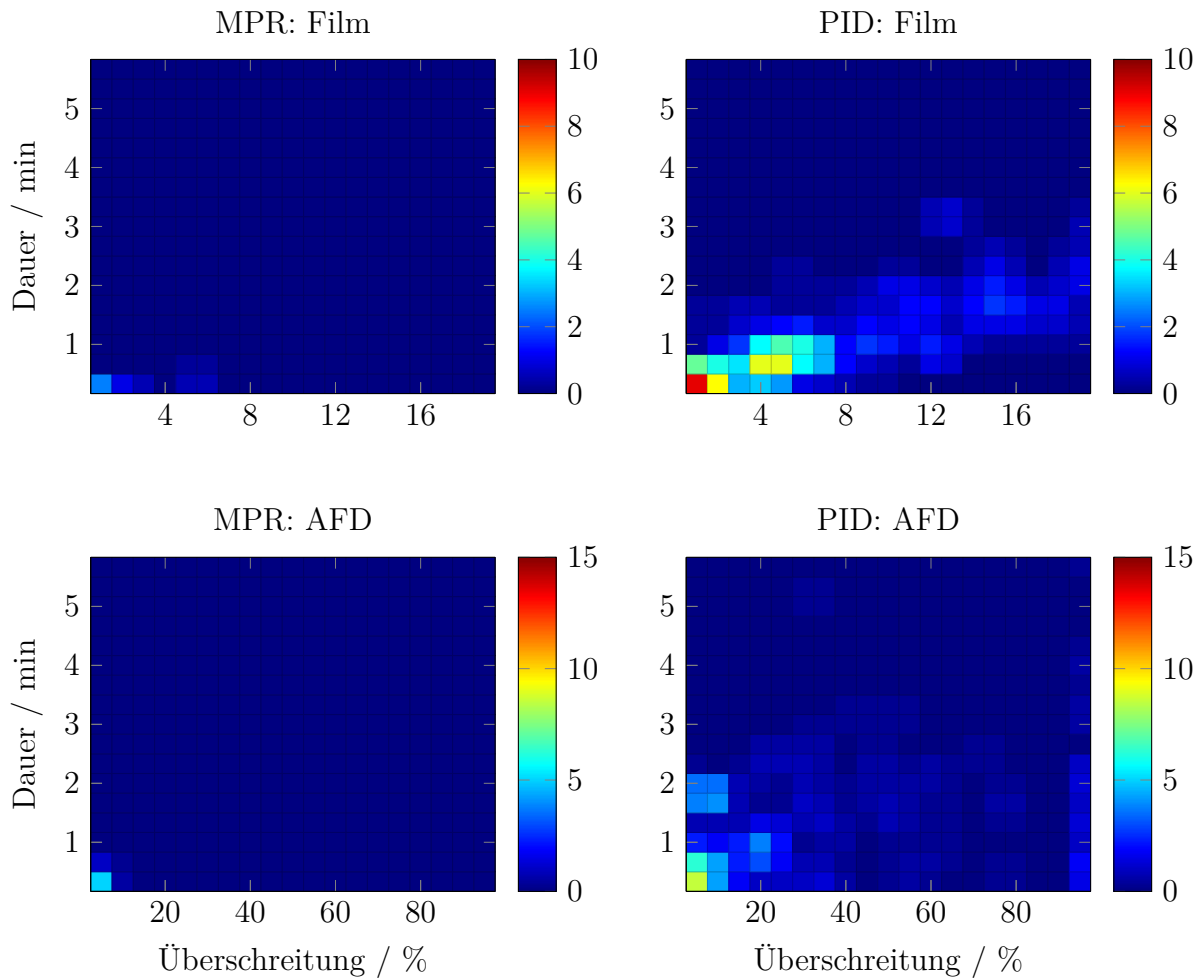


Abb. 3.19: Überschreitungen der Betriebsgrenzen

Besonders kritisch ist die Kombination aus hoher Amplitude und langer Dauer bei der PID-Regelung: In 67 % der Fälle überschreitet die AFD gleichzeitig die 50 %-Marke bei einer Dauer von mehr als fünf Minuten. Solche Konstellationen bergen ein erhebliches Risiko für Materialermüdung und können im Extremfall eine Kettenreaktion von Systemausfällen auslösen.

Auch die Dauerüberschreitung der Filmschichttemperatur über fünf Minuten bei Temperaturen unterhalb von 616 K ist als kritisch einzustufen – solche Fälle treten jedoch in keiner der beiden Regelungen auf. Die MPR zeigt insgesamt eine deutliche Fähigkeit, beide Grenzwerte hinsichtlich Ausmaß und Dauer auf ein Minimum zu reduzieren. Im Gegensatz dazu zeigt die PID-Regelung zahlreiche und signifikant ausgeprägte Überschreitungen in beiden Dimensionen. Dies unterstreicht erneut den Bedarf an fortschrittlicheren

Regelungsverfahren zur Wahrung der Betriebssicherheit.

Die Überlegenheit der MPR ist im Wesentlichen auf ihren prädiktiven Charakter zurückzuführen: Sie erkennt potenziell kritische Entwicklungen frühzeitig und kann proaktiv gegensteuern. Die PID-Regelung hingegen reagiert ausschließlich auf bereits eingetretene Abweichungen, wodurch ein verzögertes Ansprechverhalten sowie eine Neigung zum Überschwingen begründet werden.

3.5.3 Zusammenfassung

Die Simulationsstudie belegt das erhebliche Potenzial der MPR für Salzschnmelzereceiver. Im Vergleich zur konventionellen PID-Regelung vermeidet die MPR kritische Filmtemperaturüberschreitungen ($>16\text{ K}$) vollständig und reduziert AFD-Grenzwertverletzungen um 98 % (1,5 % gegen 71 % bei PID). Gleichzeitig gewährleistet sie eine präzise Sollwertregelung der Auslasstemperatur (RMSE: 16,3 K gegenüber 32,74 K bei PID) ohne Einbußen im thermischen Wirkungsgrad (85,97 %). Diese Ergebnisse demonstrieren die Fähigkeit prädiktiver Ansätze, Regelgüte und Sicherheitsmargen zu entkoppeln – eine signifikante Verbesserung für dynamische Receiver-Systeme.

Eine Übertragbarkeit der Ergebnisse auf den Betrieb einer realen Anlage ist jedoch mit Bedacht zu bewerten. Die Simulationen basieren auf der Annahme präziser Echtzeitmessungen der einfallenden Sonnenstrahlung auf dem Receiver, die das Beobachtermodell der MPR speist. In der Praxis können jedoch verschiedene Messfehler zu Schätzungenauigkeiten durch den Zustandsbeobachter führen, die in dieser Arbeit nicht quantifiziert wurden. Zudem bleiben nicht modellierte Störgrößen wie transiente Wärmeverluste durch Windlast, inhomogene Salzströmungen oder optische Materialdegradation unberücksichtigt.

Trotz dieser Einschränkungen zeigt die MPR konzeptionelle Vorteile, die über rein simulativ ermittelte Kennzahlen hinausgehen: Als prädiktiver Ansatz ermöglicht sie die Schätzung nicht messbarer kritischer Größen (z. B. lokale Filmschichttemperaturen) und deren proaktiven Schutz – eine Fähigkeit, die der reaktiven PID-Regelungen grundlegend fehlt. Die simultane Einhaltung von Auslasstemperatur-Sollwerten ($565\text{ °C} \pm 16\text{ K}$), thermischen Grenzen und Energieeffizienz belegt zudem die Fähigkeit der Mehrzieloptimierung dieses Ansatzes. Dies qualifiziert die MPR als vielversprechende Alternative zu kommerziell eingesetzten Regelungen, die typischerweise größere Sicherheitsmargen in Kauf nehmen und zur Absicherung zusätzlich redundante Notfallsysteme (Cloud-Standby, Defokussierung) benötigen.

4 Multireaktorreceiver

Nach der erfolgreichen simulativen Anwendung der MPR auf einen Salzschnmelzereceiver widmet sich dieses Kapitel einer zweiten Schlüsselanwendung: der Regelung eines Multi-reaktorreceivers zur solarthermochemischen Wasserstoffproduktion. Im Gegensatz zur reinen Simulation des ersten Anwendungsfalls wird die MPR hier unter teilrealen Bedingungen erprobt. Das Heliostatenfeld am Solarturm in Jülich wird dabei real betrieben, während die Reaktoren virtuell simuliert werden. Diese hybride Testumgebung ermöglicht die Kombination praktischer Betriebserfahrungen mit modellgestützten Analysen.

Der in dieser Arbeit betrachtete Reaktor zur thermochemischen Wasserstofferzeugung wurde im Solarturm des Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt (DLR) in Jülich aufgebaut. Der Einzelreaktor wurde im Rahmen der Projekte ASTOR und ASTOR-ST [30] entwickelt und zunächst in der Testumgebung *Synlight* erfolgreich in Betrieb genommen, die eine künstliche Sonnenstrahlung mit einer Leistung von 250 kW simuliert [82].

Im Folgeprojekt *SolarFuelNow* [34] wurde dieses Reaktorkonzept virtuell um vier zusätzliche Reaktoren erweitert, die durch das reale Heliostatenfeld im Solarturm Jülich bestrahlt werden sollten. Ziel war es, ein modulares Receiverkonzept für die solare Wasserstoffproduktion unter realen Bedingungen zu testen und zu regeln. Im Rahmen dieses Projekts wurde die hier vorgestellte MPR vom Autor dieser Dissertation entwickelt und in das Heliostatenfeldleitsystem des DLR integriert. Ziel der Regelung war es, die solare Einstrahlung räumlich und zeitlich so zu verteilen, dass die Wasserstoffproduktion maximiert wird, ohne die thermischen Betriebsgrenzen der Receiver zu überschreiten.

Das Kapitel ist analog zum vorhergehenden strukturiert und gliedert sich in fünf Abschnitte:

- Abschnitt 4.1 bietet einen Überblick über den **Stand der Technik** zur thermochemischen Wasserspaltung mittels solarer Hochtemperaturprozesse sowie über existierende Betriebsstrategien und Regelansätze.
- Abschnitt 4.2 beschreibt den physikalischen **Aufbau des Multireaktorreceivers** und erläutert die Zielsetzung sowie die Rahmenbedingungen für die Regelung.
- Abschnitt 4.3 behandelt die **Modellierung des Systems**. Neben dem Referenzmodell wird auch die Struktur des reduzierten Echtzeitmodells vorgestellt, das

zur Regelung eingesetzt wird. Ergänzend erfolgt die Validierung eines erweiterten Kalman-Filters zur Zustandsschätzung.

- Abschnitt 4.4 beschreibt den **Entwurf der MPR** detailliert. Die Voruntersuchungen, die Formulierung des Optimierungsproblems sowie die Integration physikalischer Nebenbedingungen werden erläutert.
- Abschnitt 4.5 widmet sich der **Demonstration der Regelung** in der hybriden Testumgebung. Neben der Kalibrierung der Einstrahlungsleistung und der virtuellen Reaktormodelle werden zwei zentrale Versuchsreihen vorgestellt: eine mit idealer Strahlungsschätzung und eine mit Echtzeitkorrektur auf Basis gemessener Werte.

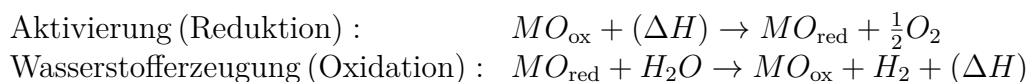
4.1 Stand der Technik

4.1.1 Technologischer Hintergrund

Die solare thermochemische Wasserspaltung ermöglicht die Erzeugung von Wasserstoff durch Sonnenwärme. Eine direkte thermische Dissoziation von Wasser in Wasserstoff und Sauerstoff erfordert allerdings Temperaturen über 2800 °C, bei denen anfänglich jedoch nur geringe Ausbeuten (ca. 3 %) erzielt werden [7]. Zudem besteht bei der gleichzeitigen Freisetzung beider Gase die Gefahr einer Rekombination, im ungünstigsten Fall sogar einer explosionsfähigen Mischung [3].

Redox-Kreisprozess

Ein deutlich robusterer Ansatz ist die Nutzung eines zweistufigen Redox-Kreisprozesses auf Basis eines Metalloxids. In einem ersten Schritt der Reduktion wird das Metalloxid durch solar bereitgestellte Hochtemperaturwärme auf ca. 1400 °C erhitzt, wobei Sauerstoff aus dem Feststoffgitter gelöst wird. Im zweiten Schritt (Oxidation) reagiert das reduzierte Metalloxid bei ca. 900 °C mit Wasserdampf. Dabei wird Wasserstoff freigesetzt und das Metalloxid wieder oxidiert. Der Zyklus kann somit kontinuierlich wiederholt werden:



Da Sauerstoff und Wasserstoff in getrennten Prozessphasen entstehen, ist die Gefahr einer Rekombination deutlich reduziert [1].

Bereits in den 1970er Jahren, verstärkt durch die damalige Ölkrise, wurden thermochemische Kreisprozesse umfassend untersucht [8, 36]. Anfangs sollte die notwendige

Hochtemperaturwärme aus Kernreaktoren bereitgestellt werden. Besonders intensiv wurden Redoxsysteme auf Basis von Eisenoxid (Fe) und Ceroxid (Ce) untersucht, wobei Letzteres aufgrund seiner hohen Reaktivität und günstigen thermodynamischen Eigenschaften bevorzugt wurde [3]. Der erste solarunterstützte Reaktortest wurde 1977 durch Nakamura vorgeschlagen [62] und in den frühen 1980er Jahren am Laboratoire PROMES in Frankreich demonstriert [77, 83].

Für die solare Umsetzung kommen ausschließlich hochkonzentrierende Systeme wie *Solartürme* oder *Solar Dishes* infrage, da sie die benötigten Strahlungsintensitäten und somit Temperaturen bereitstellen können. Bei der technischen Umsetzung des Prozesses gibt es verschiedene Bauweisen der Reaktoren, die Abbildung 4.1 schematisch darstellt.

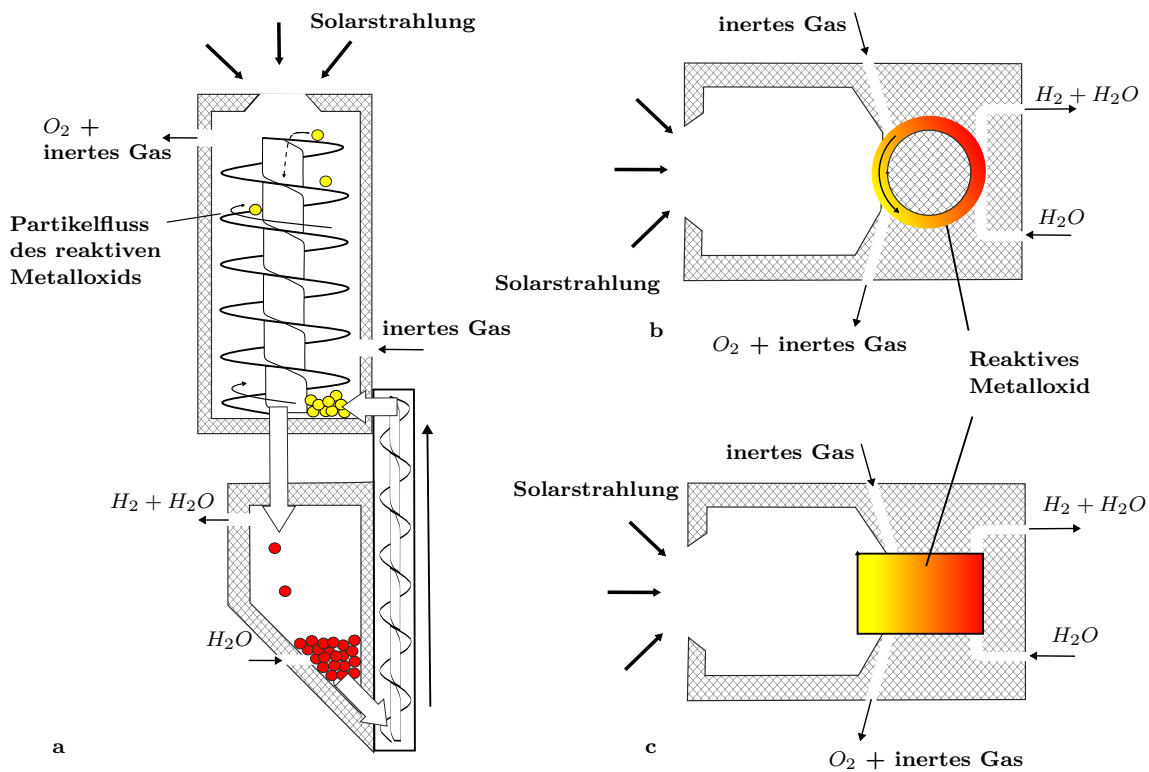


Abb. 4.1: Kategorisierung von Reaktoren: (a) Partikelsysteme, (b) rotierende Reaktionszellen, (c) stationäre Absorber

Die Bauweise lässt sich in drei Kategorien unterteilen:

- **(a) Partikelsysteme:** Das Metalloxyd liegt in Form von Feststoffpartikeln vor, die zwischen den Reaktionszonen zirkulieren. Temperatur und Verweildauer können exakt eingestellt werden. Beispiele dazu finden sich in [29, 79].

- **(b) Rotierende Reaktionszellen:** Das Metalloxid wird als Keramik auf einem rotierenden Zylinder aufgebracht. Über die Winkelgeschwindigkeit kann die Temperaturverteilung gesteuert werden. Dieses Konzept wurde u.a. in [52] untersucht.
- **(c) Stationäre Absorber:** Das Metalloxid ist als poröse, fest installierte Struktur im Reaktor verbaut. Die Temperaturregelung erfolgt ausschließlich über die eingestrahlte Leistung. Dies erfordert eine diskontinuierliche Bestrahlung, wie sie z.B. in [74] beschrieben wurde.

Der in dieser Arbeit untersuchte Reaktor basiert auf der letztgenannten Bauweise mit einem stationären, porösen Absorber. Die Reaktivmasse besteht aus fest eingebettetem Metalloxid, dessen Temperatur ausschließlich über die solare Einstrahlung gesteuert werden kann.

Je nach Reaktorkonzept liegt der aktuelle Stand der Effizienz thermochemischer Kreisprozesse bei etwa 5–10 %. Dabei umfasst diese Zahl meist die gesamte solar-thermochemische Umwandlungskette bezogen auf die eingesetzte solare Strahlungsenergie.

4.1.2 Stand der Regelungstechnik

Bisher wurden Reaktoren für thermochemische Wasserstoffprozesse ausschließlich in Laborumgebungen oder auf Solartürmen betrieben. Die höchste Nennleistung wurde im Rahmen der Hydrosol-Projektreihe [74] auf der Plataforma Solar de Almería (PSA) in Spanien erzielt. Dort wurde ein Leistungswert von 750 kW mit drei Nickel-Eisen-Reaktoren erreicht. Die bisher höchste dokumentierte Effizienz von 5,6 % erreichte ein 50 kW Reaktor auf einem Solarturm, der für die CO₂-Spaltung eingesetzt wurde. Für die kombinierte Spaltung von CO₂ und H₂O liegt die Effizienz bei 4,1 % [90].

Eine vielversprechende Möglichkeit zur Effizienzsteigerung besteht in der Skalierung durch einen parallelen Betrieb mehrerer Reaktoren [56]. Diese Mehrfachauslegung stellt jedoch besondere Anforderungen an die Betriebsstrategie, insbesondere an die zeitlich-räumliche Steuerung der solar eingestrahnten Leistung. Mit wachsender Reaktoranzahl steigt die Komplexität der Regelung nichtlinear, sodass heuristische Ansätze schnell an ihre Grenzen stoßen.

Einfache Umschaltheuristik bei Erreichung einer Temperaturgrenze In [15] wurde dazu ein Reaktorfeld mit drei Reaktoren untersucht. Die Steuerstrategie bestand darin, jeweils einen Reaktor so lange zu bestrahlen, bis an der Vorderseite des Absorbers eine Temperatur von 2100 K erreicht wurde. Die Bestrahlung erfolgte entweder vollständig auf einen einzelnen Reaktor oder homogen verteilt auf alle. Sobald die Temperaturgrenze erreicht wurde, wurden Heliostaten defokussiert oder auf andere Reaktoren umgelenkt – sofern sich diese noch in der Reduktionsphase befanden. Dieser Ansatz ist jedoch stark

idealisiert: Die Oberflächentemperatur ist in realen Reaktoren schwer messbar, eine stufenlose Leistungsregelung wurde nicht berücksichtigt, und die Temperaturregelung erfolgt nicht kontinuierlich.

Zeitbasierte Gruppensteuerung Eine weiterführende Arbeit wurde in [41] vorgestellt, in der ein heuristisches Verfahren für ein System mit zehn Reaktoren analysiert wurde. Zunächst wurde der Wirkungsgrad der Wasserstofferzeugung eines Einzelreaktors in Abhängigkeit von verschiedenen Reduktions- und Oxidationszeiten bestimmt. Darauf aufbauend wurden die Reaktoren in Gruppen mit festen Sequenzzeiten betrieben. Auch hier wurde eine maximale Temperatur von 2000 K berücksichtigt, jedoch ohne nähere Ausführung, wie diese Grenztemperatur durch eine konkrete Regelung eingehalten werden soll. Es handelt sich somit um eine Potenzialanalyse unter idealisierten Bedingungen.

KI-basierte Gruppensteuerung In [65] wurde das Reaktormodell aus [41] aufgegriffen und eine modellgestützte Betriebsstrategie für 19 Reaktoren vorgestellt. Zur Regelung wurde ein kaskadierter Ansatz mit auf künstlichen neuronalen Netzen entwickelt. In der äußeren Schleife generierte ein Zustandsautomat in Kombination mit einem Long Short-Term Memory (LSTM)-Netzwerk die Zielverteilung der Strahlungsleistung. Das Netz wurde auf Basis von Simulationsdaten so trainiert, dass es mithilfe historischer Temperaturwerte und der Eingangsstrahlung zukünftige Temperaturen, Reduktionsgrade und die Wasserstoffausbeute prädiziert. Der Zustandsautomat hat mehrere Phasen, um den Redox-Prozess zu beschreiben und die Arbeitsbereiche für die Prozessgrößen entsprechend vorzugeben. Als Regelkriterium diente eine Kostenfunktion, die die Effizienz der Wasserstoffproduktion bewertet:

$$\eta_{\text{Reaktor}} = \frac{\int \dot{n}_{\text{H}_2}(t) dt}{\int q_{\text{S}}(t) dt \cdot A} \quad (4.1)$$

Ein Reaktor wurde so lange reduziert, bis der angestrebte Effizienzwert erreicht war. Anschließend wechselte der Betrieb auf einen anderen Reaktor.

Die Umsetzung der berechneten Strahlungsverteilung erfolgte in der inneren Schleife durch einen Feldregler, der eine mathematische Optimierung mit einem Ameisenkolonialgorithmus verwendete [10]. Eine direkte Rückführung der Strahlungsverteilung am Receiver wurde zwar vorgesehen, aber in der Simulation nicht umgesetzt – Störungen wie Wolken oder Heliostatenfehler wurden nicht berücksichtigt. Es handelt sich damit um eine steuerungsbasierte Regelstruktur, bei der auch das interne Modellverhalten nicht durch einen Zustandsbeobachter korrigiert wird.

4.1.3 Motivation für den Einsatz der MPR

Diese Studien stellen wichtige Schritte in Richtung eines modellbasierten Reaktorbetriebs dar, basieren jedoch auf idealisierten Annahmen und weisen kritische Lücken auf: Die nicht messbare Strahlungsleistung auf dem Absorber führt ohne Zustandsbeobachter zu Modellabweichungen, die Temperaturgrenzen verletzen oder suboptimale Betriebszustände verursachen. Zudem werden Entscheidungen häufig auf Basis empirisch bestimmter Zielwerte getroffen, und Grenzwertverletzungen führen lediglich zu einer diskontinuierlichen Reduktion der Leistung, statt einer dynamischen Stellgrößenanpassung durch ein Regelgesetz.

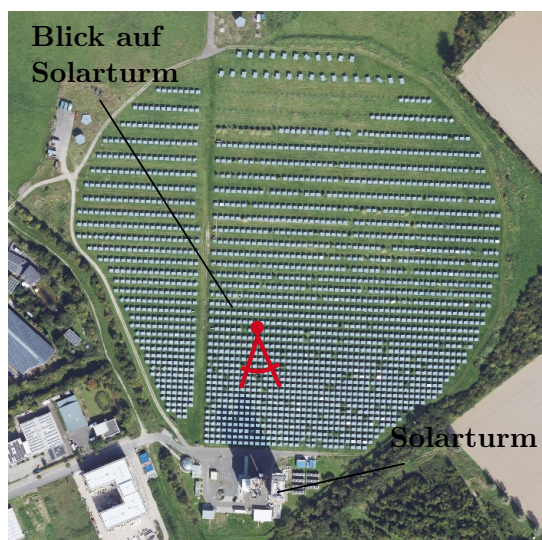
Die in dieser Arbeit entwickelte MPR adressiert diese Defizite durch einen regelungstechnischen Ansatz für den Realbetrieb. Basierend auf dem Reaktormodell aus [41] ermöglicht sie folgende Neuerungen:

- **Echtzeit-Zustandsbeobachtung:** Ein modellbasierter Beobachter schätzt kontinuierlich Reaktorzustände (z. B. Strahlungsleistung) und korrigiert diese durch Temperaturmessungen. Dadurch werden Modellunsicherheiten kompensiert und Prädiktionen stabilisiert.
- **Modellprädiktive Optimalsteuerung:** Statt heuristischer Phasenwechsel wird die Bestrahlungsleistung durch dynamische Optimierung (OCP) angepasst – unter expliziter Berücksichtigung von Störungen (Wolken, Heliostatenfehler) und Nebenbedingungen (Temperaturgrenzen, Aufheizraten).
- **Glatte Leistungsführung:** Die MPR vermeidet binäre Schaltvorgänge („An/Aus“) durch vorausschauende, stetige Stellgrößenanpassung. Dies sichert sowohl Effizienz als auch Betriebssicherheit bei parallelem Reaktorbetrieb.

4.2 Beschreibung der Solarturmanlage

Der Receiver zur Wasserstoffherzeugung umfasst einen zentralen Reaktor und vier kreuzförmig angeordnete Attrappen am Solarturm in Jülich (vgl. Abbildung 4.2b). Die Attrappen bestehen aus hitzebeständigen Platten, auf denen die lokale Strahlungsdichte gemessen wird. Durch Integration über die projizierte Fensterfläche des Reaktors dient diese Messung als Eingangsgröße für ein Echtzeitmodell, das das thermochemische Verhalten eines virtuellen Reaktors abbildet.

Das nördlich des Turms gelegene Heliostatenfeld (vgl. Abbildung 4.2a) besteht aus 2153 individuell ansteuerbaren Spiegeln. Wie in Tabelle 4.1 dargestellt, wurde für die Experimente am Solarturm eine Nettoleistung von etwa 323 kW berechnet. Diese Berechnung erfolgte mittels der Simulationssoftware STRAL, die den verfügbaren Gegebenheiten



(a) Heliostatenfeld,
Quelle: Geoportal.nrw, bearb.



(b) Solarturm,
Quelle: DLR, bearb.

Abb. 4.2: Aufbau der Solarturmanlage in Jülich

zum Zeitpunkt der Experimente angepasst war. Die Nettogleistung bezeichnet hierbei die Wärmestrahlung, die nach Abzug von Verlusten durch Spiegelfehler, Spillage (Verlustleistung, die durch die begrenzte Receiverfläche am Receiver vorbeigeht) und weiteren tatsächlich am Receiver ankommt.

Eine Optimierung wäre durch dichtere Reaktorarrangements oder Sekundärkonzentratoren möglich, wie in [17] diskutiert. Da nicht alle Heliostaten zum Zeitpunkt der Entwicklungen verfügbar waren, wurde das System im Teilfeldbetrieb getestet, wobei die Leistung hochskaliert wurde, um den Maximalwerte zu simulieren. Abbildung 4.3 veranschaulicht

Tabelle 4.1: Technische Spezifikation der Solarturmanlage in Jülich

Installationshöhe des Reaktors	25 m
Heliostaten	2153
Spiegelfläche	8 m ²
Maximale Nettogleistung auf einem Reaktor	323 kW
Nennleistung Reaktor	250 kW
Durchmesser des Reaktorfensters	0,6 m
Äußerer Durchmesser des Reaktors	1,1 m
Durchmesser des Brennflecks	ca. 2 m

die Systemarchitektur. Die Komponente Wolkenkamersystem (WoBas) misst lokal die

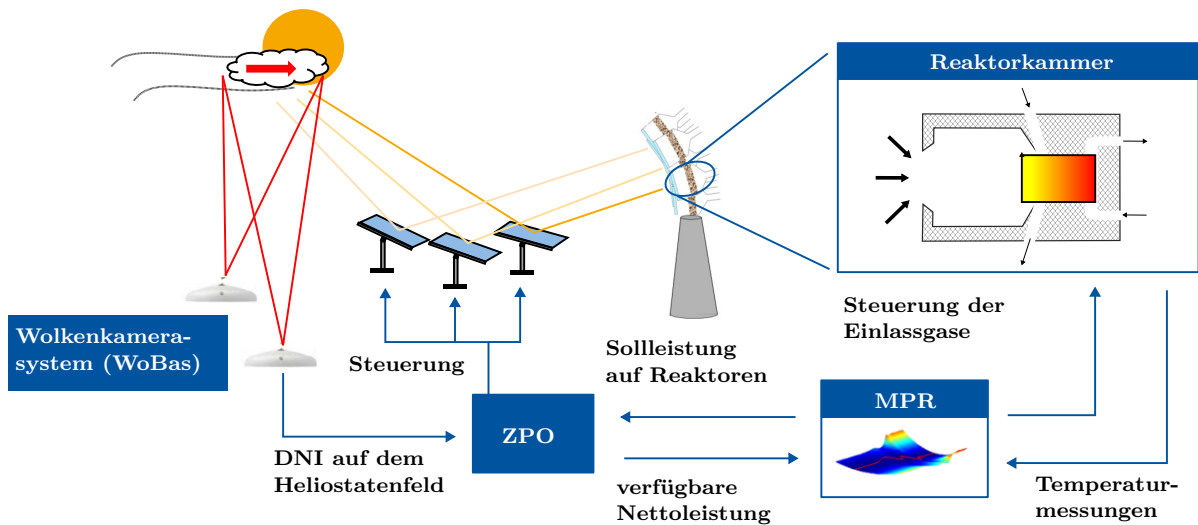


Abb. 4.3: Schematischer Aufbau der Solarturmanlage

solare Einstrahlung und erstellt auf Basis von Himmelsbildern Karten der Direktnormalstrahlung (engl.: Direct Normal Irradiance) (DNI) für das Feld [54, 64]. Im Gegensatz zur diffusen Einstrahlung beschreibt die DNI den direkt nutzbaren Anteil der Sonnenstrahlung, der fokussiert und reflektiert werden kann. WoBas ist zudem in der Lage, Vorhersagen für die DNI zu erstellen; diese werden in dieser Dissertation jedoch nicht verwendet.

Die Steuerung des Heliostatenfeldes erfolgt durch das Softwarewerkzeug HeliOS, das am DLR entwickelt wurde [9]. Darin enthalten ist eine Zielpunktoptimierung (ZPO), die für eine vorgegebene Leistungsanforderung eine optimale Heliostatenzuordnung berechnet. Messdaten der tatsächlichen Leistung auf dem realen Reaktor stehen nicht zur Verfügung – lediglich die Attrappen sind mit Sensorik ausgestattet, um die virtuelle Simulation der Reaktoren mit realen Strahlungsdaten zu versorgen.

Die MPR berechnet ausgehend von den geschätzten Reaktorzuständen eine Sollleistung für jeden Reaktor. Diese dient als Eingang für die ZPO, das die Heliostaten entsprechend ansteuert und die Leistung bestmöglich umsetzen soll. Da die reale Strahlung auf dem Reaktor nicht gemessen wird, erfolgt eine indirekte Rückkopplung: Die Temperaturmessung wird mit dem internen Modell verglichen, daraus wird die tatsächliche Strahlung mithilfe einer Störgröße geschätzt und in die Optimierung zurückgeführt. So schließt die MPR den Regelkreis.

4.2.1 Aufbau des Reaktors

Abbildung 4.4 zeigt den schematischen Aufbau des Reaktors. Die einfallende Sonnenstrahlung trifft durch ein Quarzglasfenster auf einen halbkugelförmigen Absorber aus porösem Ceroxid-Schaum (CeO_2). Dieser besteht aus sechs konzentrisch angeordneten zylindrischen Segmenten, die ein elliptisches Paraboloid bilden. Von der Rückseite werden

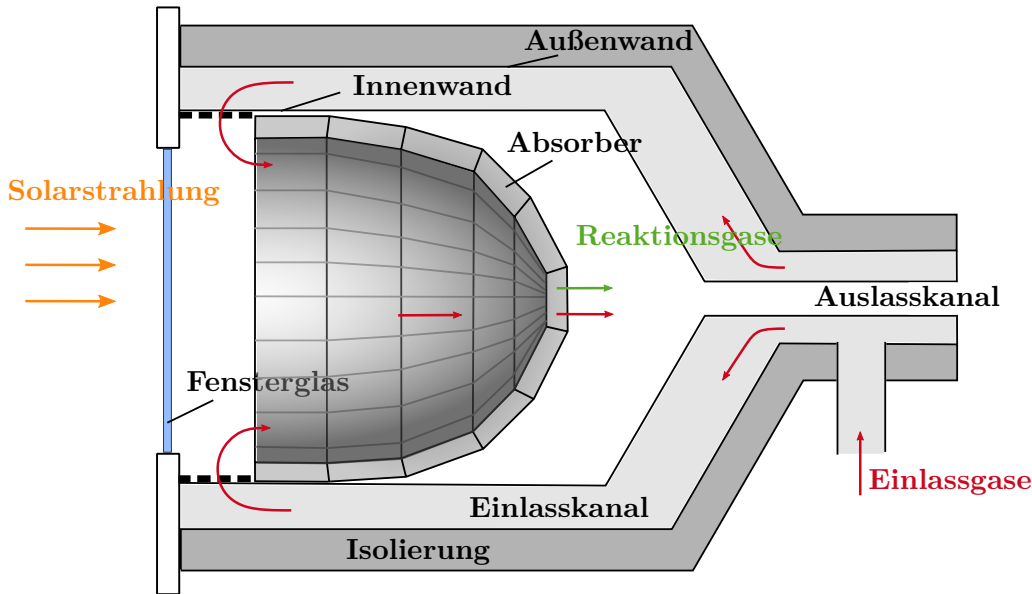


Abb. 4.4: Schematischer Aufbau des Ceroxid-Reaktors

je nach Prozessphase die Einlassgase Stickstoff (N_2) und Wasserdampf (H_2O) eingelassen, die den Absorber durchströmen und zum Teil chemisch reagieren. Der zweistufige Redoxprozess ist in Abbildung 4.5 dargestellt.

Redoxprozess In der ersten Phase, der *Reduktion*, wird der Absorber auf eine maximale Temperatur von 1400°C erwärmt. Das Ceroxid wird dabei reduziert und gibt Sauerstoffatome frei.

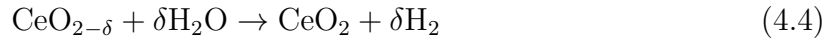


Der Reduktionsgrad δ beschreibt die Konzentration der Sauerstoffleerstellen relativ zur Ceratom-Konzentration:

$$\delta = \frac{[\text{O}_{\text{leer}}]}{[\text{Ce}]}, \quad (4.3)$$

Stickstoff dient als Inertgas, das die Rückreaktion unterdrückt und Sauerstoff abtransportiert. In der *Oxidationsphase* wird Wasserdampf eingeleitet. Die Sauerstoffleerstellen

im Metalloxid bewirken eine Wasserspaltung bei rund 900 °C:



Die Sauerstoffatome reoxidieren das Metalloxid, während Wasserstoff als Produkt entweicht.

Regelungstechnische Aspekte Zur Temperaturerfassung sind in jedem Segment neun Thermolemente in 7,5 mm Tiefe eingebracht. Die Gaszusammensetzung am Ausgang wird kontinuierlich mittels Massenspektrometrie analysiert.

Der Massenstrom der Einlassgase beeinflusst die Absorbertemperatur nur marginal (vgl. [65]) und wird daher nicht als Stellgröße genutzt. Stattdessen werden die Stoffströme konstant hochgehalten, um die Reaktionskinetik zu maximieren. Die primäre Stellgröße ist die solare Einstrahlung, die durch die MPR gesteuert wird:

- Während der Reduktion ist Bestrahlung durch die maximal verfügbare Heliostatenleistung begrenzt.
- In der Oxidation wird die Bestrahlung unterbrochen, um die Absorberabkühlung zu beschleunigen.

Die Betriebsbereiche aller Eingangsgrößen sind in Tabelle 4.2 zusammengefasst.

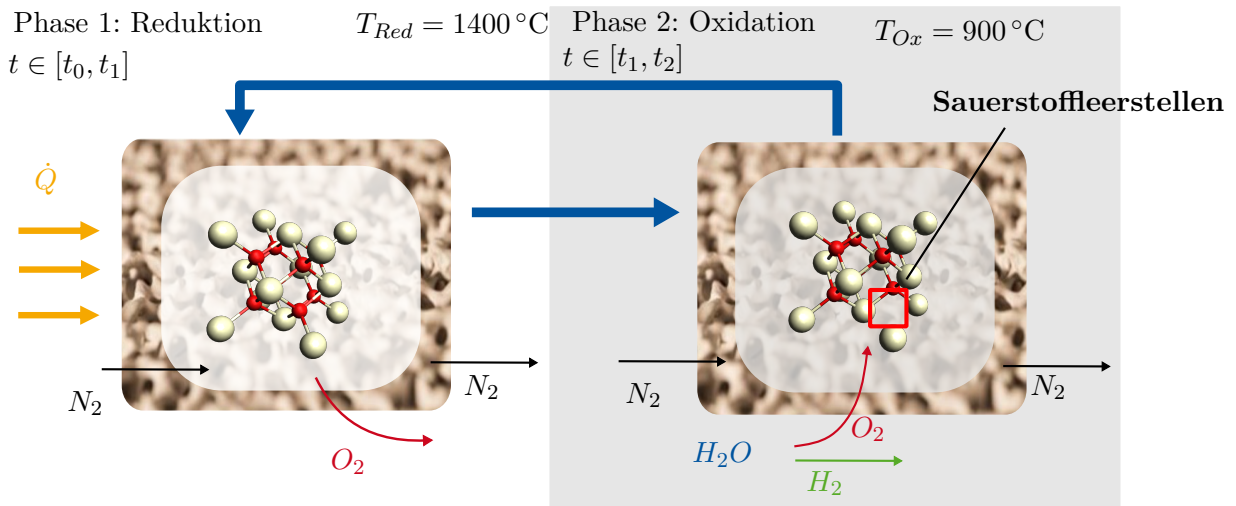


Abb. 4.5: Zyklischer Redoxprozess zur Wasserstoffproduktion

4.2.2 Zielsetzung und Regelungskonzept

Das Ziel der Regelung besteht in der optimalen zeitlichen und räumlichen Verteilung der verfügbaren Solarstrahlung auf mehrere Reaktoren, um eine möglichst kontinuierliche Wasserstoffproduktion zu ermöglichen. Dabei ist die strikte Einhaltung sicherheitskritischer Betriebsgrenzen zu jedem Zeitpunkt zu gewährleisten.

- die maximale Temperatur am Absorber von 1400 °C sowie
- eine maximale Aufheizrate von 80 °C min⁻¹

eingehalten werden, um Materialschäden zu vermeiden.

Zur Erreichung dieses Ziels wird eine MPR eingesetzt, die es erlaubt, die zukünftige Systementwicklung zu präzisieren und Nebenbedingungen explizit in den Optimierungsprozess einzubinden. Die MPR berechnet auf dieser Basis eine optimale Leistungsverteilung auf die Reaktoren mit dem Ziel, die Wasserstoffproduktion zu maximieren. Ein zentraler Aspekt ist dabei die automatische Bestimmung der Umschaltzeitpunkte zwischen Reduktions- und Oxidationsphase jedes Reaktors.

Da kritische Prozessgrößen – wie die lokale Strahlungsleistung oder Bauteiltemperaturen – nicht direkt gemessen werden können, werden sie mithilfe eines erweiterten Kalman-Filters (EKF) als Zustandsbeobachter in Echtzeit geschätzt. Dies ermöglicht eine präzise und sichere Fahrweise nahe an den physikalischen Betriebsgrenzen. Abbildung 4.6 zeigt den schematischen Signalfluss zwischen den beteiligten Softwaremodulen. WoBas detektiert mittels Weitwinkelkameras die Bewegung von Wolken und erzeugt kontinuierlich DNI-Karten des Heliostatenfelds. Diese Karten werden alle 15 s aktualisiert und dienen als Eingang für das optische Simulationsmodul STRAL, das die aktuell verfügbare Netto-Strahlungsleistung Q_{ver} berechnet [9]. Dabei werden u.a. berücksichtigt:

- **Geometrie:** Position, Orientierung und Deformation der Heliostaten,
- **Optik:** Reflektivität, Verzerrungen, Abschattungen und Kosinusverluste,
- **Atmosphäre:** Streu- und Absorptionsverluste durch Umwelteinflüsse.

Tabelle 4.2: Betriebsbereiche der Eingangsgrößen in den einzelnen Prozessphasen

Eingangsgrößen	Reduktionsphase	Oxidationsphase
$\dot{n}_{\text{N}_2}$	10 ... 50 mol min ⁻¹	10 ... 50 mol min ⁻¹
$\dot{n}_{\text{O}_2}$	0 ... 20 mol min ⁻¹	0 ... 20 mol min ⁻¹
Q_{solar}	0 kW ... Q_{ver}	0 kW

Basierend auf der verfügbaren Leistung Q_{ver} sowie dem aktuellen geschätzten Zustand $\hat{x}$ des Reaktorsystems prädiziert die MPR dessen zukünftiges Verhalten und berechnet eine optimale Leistungsverteilung $u_{\text{soll},1\dots5}$. Diese definiert den gewünschten Energieeintrag für jeden Reaktor unter der Nebenbedingung, dass die Gesamtleistung die verfügbare Q_{ver} nicht überschreiten darf.

Die Umsetzung der berechneten Verteilung erfolgt durch das Zielpunktsteuerungssystem (ZPS), das die Heliostaten entsprechend ausrichtet. Da es sich dabei um eine Steuerung handelt, kann es zu Abweichungen zwischen Soll- und Istwert kommen. Diese werden durch den Zustandsbeobachter (basierend auf dem EKF) kompensiert, indem Temperaturmesswerte im Absorber mit einem reduzierten Prozessmodell abgeglichen werden. Der geschätzte Zustandsvektor dient als Ausgangspunkt für den nächsten Optimierungsschritt.

Der geschlossene Regelkreis besteht aus drei Modellen mit abgestufter Komplexität:

- **Modell des Virtuellen Reaktors (MDL-VRT):** Vollständiges physikalisches Modell des DLR, das die reale Anlage simuliert [41],
- **Modell des Erweiterten Kalmanfilters (MDL-EKF):** Reduziertes Modell für die Zustandsschätzung im EKF,
- **Modell der Modellprädiktiven Regelung (MDL-MPR):** Stark vereinfachtes Modell für die MPR, angepasst an die echtzeitfähige Lösung des OCP

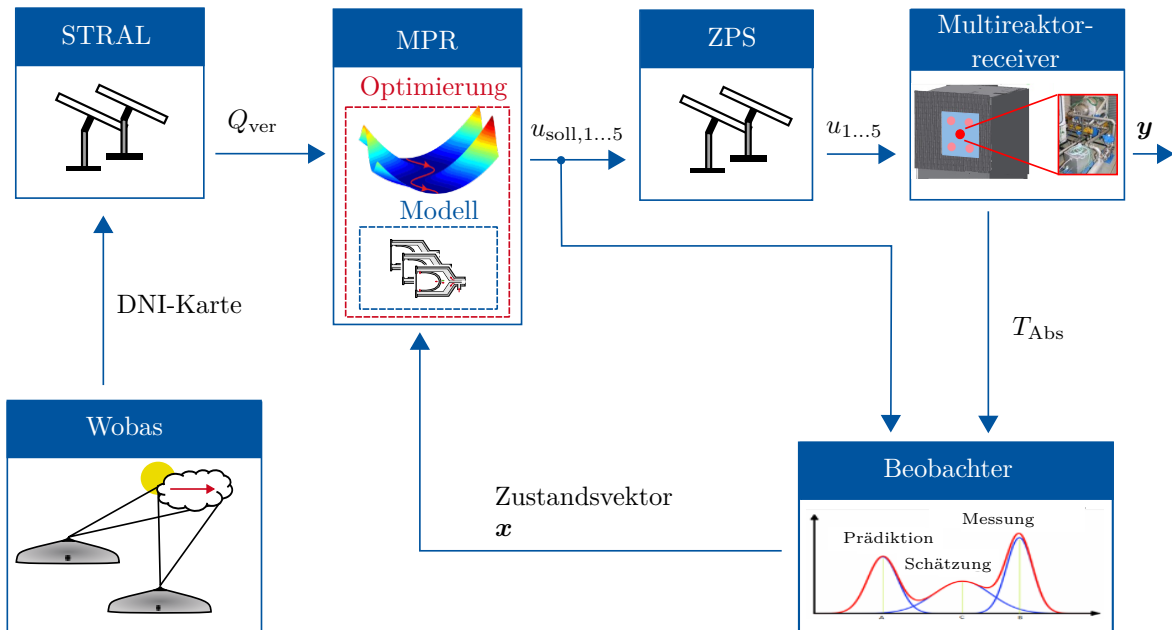


Abb. 4.6: Signalflussplan zur Regelung des Multireaktorreceivers

Die Echtzeitfähigkeit verlangt, dass alle Berechnungen der Regelung innerhalb eines festen Zeittakts abgeschlossen werden. Dies führt zu einem klassischen Zielkonflikt im Modellentwurf: Einerseits soll die Dynamik realitätsnah abgebildet werden, andererseits ist eine geringe Rechenkomplexität erforderlich. MDL-MPR kann diesen Zielkonflikt durch geeignete Modellreduktionen lösen, z.B. lineare Näherungen, zusammengefasste Zustände und vereinfachte Energiegleichungen, die im Folgenden beschrieben werden.

4.3 Modellierung des Reaktors

Die Modelle des EKF und der MPR basieren auf einem detaillierten, physikalisch motivierten Referenzmodell (MDL-VRT), das im Rahmen der ASTOR-Projektreihe vom DLR entwickelt wurde. Um die getroffenen Vereinfachungen in den reduzierten Modellen (MDL-EKF und MDL-MPR) nachvollziehbar darzustellen, werden im Folgenden die zentralen Modellgleichungen des komplexen Ausgangsmodells vorgestellt.

Obwohl das vollständige Modell wesentlich für die realitätsnahe Simulation des Reaktorbetriebs ist, steht es nicht im Fokus dieser Arbeit. Es wird daher nur in dem Maße beschrieben, wie es zum Verständnis der abgeleiteten Modellvereinfachungen erforderlich ist.

4.3.1 Grundstruktur des Referenzmodells

Das vollständige Reaktormodell beschreibt sowohl die thermischen als auch die chemischen Vorgänge im Reaktor. Im Zentrum steht der gewölbte, poröse Ceroxid-Absorber, der als zweiphasiges Medium modelliert wird – bestehend aus einer festen Phase (Keramikstruktur) und einer fluiden Phase (durchströmende Gase). Daneben werden das Fensterglas, die Reaktorwände sowie die Isolierung berücksichtigt. Abbildung 4.7 zeigt eine abstrahierte Darstellung des Reaktors. Der Absorber und die Isolationsschicht werden eindimensional in diskrete Volumenelemente unterteilt (verteilt-parametrischer Ansatz), während das Fensterglas und die Reaktorwände als einzelne konzentrierte thermische Massen (konzentriert-parametrischer Ansatz) behandelt werden. Die Isolierung wird in radialer Richtung mit einem zylindrischen Koordinatensystem beschrieben. Die technischen Spezifikationen des Reaktors sind Tabelle 4.3 zu entnehmen.

4.3.1.1 Fensterglas

Die Temperaturdynamik des Fensterglases wird durch folgende Energiebilanz beschrieben:

$$m_{\text{FCF}} c_{\text{F}} \frac{\partial T_{\text{F}}}{\partial t} = \alpha_{\text{F}} A_{\text{F}} (T_{\text{F}} - T_{\text{U}}) + Q_{\text{F,th}} + Q_{\text{F,opt}}, \quad (4.5)$$

Tabelle 4.3: Technische Spezifikation des Reaktors

Parameter	Symbol	Wert
Masse des Fensterglases	m_F	7,57 kg
Wärmekapazität des Fensterglases	c_F	$1052 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$
Fläche des Fensterglases	A_F	$0,344 \text{ m}^2$
Wärmeübergangskoeffizient des Fensterglases	α_F	$5 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$
Porosität des Absorbers	ϵ	70 %
Dichte des Absorbers	ρ_{Abs}	7215 kg m^3
Wärmekapazität des Absorbers	c_{Abs}	$444,27 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$
Effektive Wärmeleitfähigkeit des Absorbers	λ_{Abs}	$0,5615 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$
Extinktionskoeffizient des Absorbers	β_{Abs}	420 m^{-1}
Stoffmenge der Ceroxids	n_{Ce}	1062,2 mol
Volumen des Absorbers	V_{Abs}	$0,0816 \text{ m}^3$
Wärmekapazität der Gase im Absorber	c_G	$1076 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$
Einlasstemperatur der Gase	$T_{\text{Eg,in}}$	300 K
Masse Reaktorinnenwand	m_{Wi}	37,1 kg
Masse Reaktorauswand	m_{Wa}	44,5 kg
Durchmesser Reaktorinnenwand	d_{Wi}	0,5 m
Durchmesser Reaktorauswand	d_{Wa}	0,6 m
Wärmeübergangskoeffizient in den Gaskanälen	α_W	$5 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$
Masse Isolationsschicht	m_{Iso}	44,5 kg
Wärmekapazität der Isolation	c_{Iso}	$1000 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$
Wärmeübergangskoeffizient der Isolation	α_{Iso}	$1 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$
Wärmeleitfähigkeit der Isolation	λ_{Iso}	$2 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$
Außendurchmesser der Isolation	d_{Iso}	1 m
Dichte Isolation	ρ_{Iso}	400 kg m^3
Länge Einlasskanal	L_W	1 m

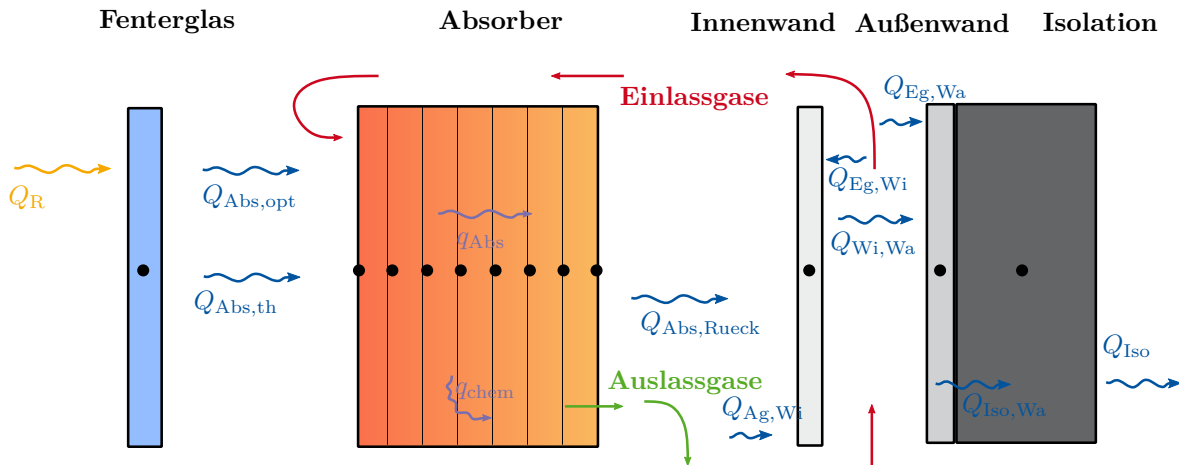


Abb. 4.7: Abstrahiertes Modell des Reaktors mit Wärme- und Gasströmen

Neben dem konvektiven Wärmeübergang zur Umgebung werden hier zwei Strahlungsanteile als Quellterme modelliert:

- die **thermische Wärmestrahlung** $Q_{F,th}$, die sich aus der temperaturabhängigen Abstrahlung des Absorbers und der Eigenemission des Fenterglases zusammensetzt, sowie
- die **Solarstrahlung** $Q_{F,opt}$, die direkt oder nach Reflexion am Absorber im Glas absorbiert wird.

Da im Gegensatz zur diffusen Wärmestrahlung nur die gerichtete Solarstrahlung tief in den porösen Absorber eindringen kann, ist eine getrennte Behandlung dieser beiden Strahlungsarten erforderlich.

Die Berechnung wird dabei durch die spektral variablen Reflexions-, Transmissions- und Absorptionseigenschaften der beteiligten Materialien erschwert. Diese wellenlängenabhängigen Eigenschaften erfordern eine integrale Betrachtung über das gesamte Lichtspektrum. Abbildung 4.8 veranschaulicht exemplarisch die ausgeprägte Spektralabhängigkeit von Transmissivität und Reflektivität des Fenterglases:

Die effektiven Nettowärmeströme $Q_{F,th}$ und $Q_{F,opt}$ werden mittels der *Enclosure-Radiation-Methode* [45, 46] berechnet. Dieses Verfahren bilanziert den Strahlungsaustausch zwischen diskreten Oberflächen in geschlossenen Systemen durch Lösung eines linearen Gleichungssystems. Die absorbierten Strahlungsleistungen ergeben sich aus der

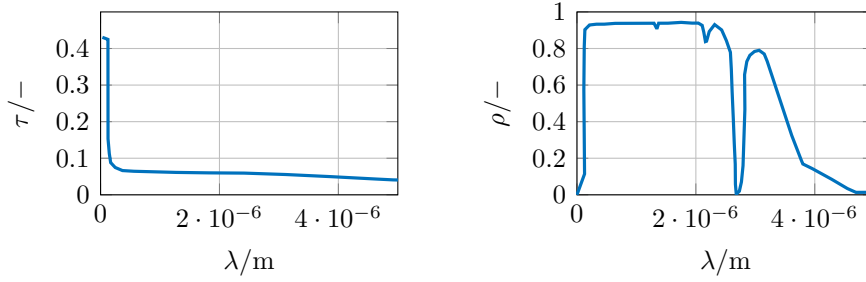


Abb. 4.8: Transmissivität und Reflektivität des Fensterglases

spektralen Integration:

$$Q_{F,th} = A_F \int_0^{\infty} (G_{F,th} - J_{F,th} - \tau_F G_{F,th} - E_F) d\lambda \quad (4.6)$$

$$Q_{F,opt} = A_F \int_0^{\infty} (G_{F,S} - J_{F,S} - \tau_F G_{F,S} + q_S (1 - \rho_F)) d\lambda \quad (4.7)$$

Hierbei sind:

- G : Einfallende Bestrahlungsstärke (Summe aller auftreffenden Strahlung),
- J : Ausgehende Radiosität (Summe aus emittierter und reflektierter Strahlung),
- E : Thermische Abstrahlung des Glases gemäß Stefan-Boltzmann-Gesetz.

$G_{F,th}$ und $J_{F,th}$ ergeben sich aus einer Strahlungsbilanz, die für diskrete Wellenlängen formuliert und als lineares Gleichungssystem gelöst werden. Da dieser Ansatz in den reduzierten Modellen vereinfacht wird, sei für eine detaillierte Beschreibung auf die Arbeiten von [41] verwiesen.

Absorber

Der Absorber wird als zweiphasiges System modelliert, bestehend aus der festen Phase (Ceroxidstruktur mit Porosität ϵ) und der gasförmigen Phase (Reaktionsgas). Aus einer Energiebilanz ergibt sich folgendes gekoppeltes System partieller Differentialgleichungen:

$$(1 - \epsilon) c_{Abs} \rho_{Abs} \frac{\partial T_{Abs}}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_{Abs} \frac{\partial T_{Abs}}{\partial z} \right) + \alpha_{Abs,G} A_{Abs,G} (T_{Abs} - T_G) + q_{Abs} + q_{chem} \quad (4.8)$$

$$\epsilon c_G \rho_G \frac{\partial T_G}{\partial t} + c_G \rho_G v_G \frac{\partial T_G}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_G \frac{\partial T_G}{\partial z} \right) + \alpha_{Abs,G} A_{Abs,G} (T_G - T_{Abs}) \quad (4.9)$$

Hierbei beschreibt T_{Abs} die Temperatur des Ceroxids, T_{G} Temperatur des durchströmenden Gases.

Randbedingungen An den Rändern des Absorbers gelten Neumann-Randbedingungen, bei denen der die Wärmestrahlung durch den Austausch mit dem Fenster bzw. die Reaktorrückseite gegeben sind:

$$\lambda_{\text{Abs}} \frac{\partial T_{\text{Abs}}}{\partial z} \Big|_{z=0} = Q_{\text{Abs,th}} \quad (4.10)$$

$$\lambda_{\text{Abs}} \frac{\partial T_{\text{Abs}}}{\partial z} \Big|_{z=L} = Q_{\text{Abs,Rueck}} \quad (4.11)$$

Die Energieflüsse $Q_{\text{Abs,th}}$ an der Vorderseite und $Q_{\text{Abs,Rueck}}$ an der Rückseite werden gemäß der Enclosure-Radiation-Methode berechnet (siehe [41]).

Für die Gasphase gilt am Einlass eine Dirichlet-Randbedingung mit der berechneten Einlasstemperatur T_{Eg} . Bei der Gastemperatur an der Reaktorrückseite wird vereinfacht angenommen, dass keine Wärmeleitung stattfindet. Der Wärmefluss wird durch den Stofftransport Dies ist eine gute Näherung, da die Wärmeleitung in der festen Phase viel schneller erfolgt als die Konvektion in der Gasphase. Daher wird die Temperatur an der Reaktorrückseite als Neumann-Randbedingung formuliert:

$$T_{\text{G}}(z = 0) = T_{\text{Eg}} \quad (4.12)$$

$$\frac{\partial T_{\text{G}}}{\partial z} \Big|_{z=L} = 0 \quad (4.13)$$

Energietransport und Quellterme In der festen Phase erfolgt der Energietransport primär durch Wärmeleitung. Zusätzlich tritt ein konvektiver Wärmeaustausch mit dem durchströmenden Gas über die effektive Kontaktfläche $A_{\text{Abs,G}}$ auf. In der Gasphase kommt neben Wärmeleitung auch ein Wärmetransport infolge des Massenstromes $\dot{m}_{\text{G}}$ zum Tragen.

Weitere Energiequellen im System sind:

- die volumetrische Strahlungsabsorption q_{Abs} , die durch die Tiefenabsorption der Solarstrahlung im porösen Medium entsteht, und
- die chemische Reaktionsenthalpie q_{chem} , die während der Reduktion oder Oxidation des Ceroxids freigesetzt oder aufgenommen wird.

Die **Strahlungsabsorption** wird mittels des Beer-Lambert-Gesetzes [81] modelliert. Die einfallende Strahlung wird beim Eindringen in das poröse Material exponentiell

abgeschwächt. Für das i -te Volumenelement mit Grenzen z_w und z_e ergibt sich die absorbierte Leistung zu:

$$q_{\text{Abs},i} = \int_{z_w}^{z_e} q_{\text{Abs},0} e^{-\beta_{\text{Abs}} z} dz = q_{\text{Abs},0} (e^{-\beta_{\text{Abs}} z_w} - e^{-\beta_{\text{Abs}} z_e}) \quad (4.14)$$

wobei β_{Abs} den Extinktionskoeffizienten bezeichnet, der die spezifische Dämpfung der Strahlung pro Weglängeneinheit charakterisiert. Die Anfangsintensität $q_{\text{Abs},0}$ entspricht der einfallenden optischen Strahlungsdichte an der Absorberfront $Q_{\text{Abs,opt}}/A_{\text{Abs}}$, die sich aus der Strahlungsbilanz an der Vorderseite des Absorbers und der spektralen Integration über die Wellenlänge ergibt:

$$Q_{\text{Abs,opt}} = A_{\text{Abs}} \int_0^{\infty} (G_{\text{Abs,S}} - J_{\text{Abs,S}}) d\lambda \quad (4.15)$$

Der **chemische Quellterm** q_{chem} beschreibt die Wärmefreisetzung oder -aufnahme durch die Redoxreaktion des Ceroxids und hängt direkt von der zeitlichen Änderung des Reduktionsgrads δ ab. Für das Volumenelement i ergibt sich:

$$q_{\text{chem},i} = \int_{x_w}^{x_e} -\frac{n_{\text{Ce}}}{V_{\text{Abs}}} \Delta H \dot{\delta}, \quad (4.16)$$

wobei ΔH die konstante Reaktionsenthalpie bezeichnet. Durch die chemische Reaktion wird Wärme umgesetzt, die negativ in der Reduktionsphase (endotherm) und positiv in der Oxidationsphase (exotherm) wirkt.

Chemische Reaktionen

Bei der Modellierung der chemischen Reaktionen werden kinetische Ausgleichsprozesse vernachlässigt. Stattdessen wird angenommen, dass sich das System unmittelbar im stöchiometrischen Gleichgewicht befindet. Das bedeutet, dass der Reduktionsgrad δ allein durch die aktuellen thermodynamischen Zustandsgrößen, insbesondere Temperatur und Sauerstoffpartialdruck, bestimmt wird. Basierend auf [19] ergibt sich δ in einem Volumenelement im Gleichgewicht zu:

$$\delta = \frac{0.35 \cdot 8700 \cdot p_{\text{O}_2}^{-0.217} \exp\left(\frac{-195600}{RT_{\text{Abs}}}\right)}{1 + 8700 \cdot p_{\text{O}_2}^{-0.217} \exp\left(\frac{-195600}{RT_{\text{Abs}}}\right)}. \quad (4.17)$$

Hierbei ist R die allgemeine Gaskonstante und T_{Abs} die lokale Absorbertemperatur. Der Sauerstoffpartialdruck p_{O_2} beeinflusst maßgeblich die Gleichgewichtslage.

Für die zweite Reaktionsphase, die Wasserstofffreisetzung in der Oxidation, wird das Massenwirkungsgesetz angewandt. Die Gleichgewichtskonstante K_{WS} für die Wasserstoffsynthese ist gegeben durch:

$$K_{\text{WS}} = \frac{x_{\text{H}_2} \cdot (x_{\text{O}_2})^{0.5}}{x_{\text{H}_2\text{O}}}, \quad (4.18)$$

wobei $x_i = \frac{n_i}{n}$ den Stoffmengenanteil der Komponente i beschreibt. Gemäß dem Dalton'schen Gesetz $\frac{n_i}{n} = \frac{p_i}{p}$ wird anschließend durch den bekannten Sauerstoffpartialdruck substituiert.

$$K_{\text{WS}} = \frac{n_{\text{H}_2} \cdot \left(\frac{p_{\text{O}_2}}{p}\right)^{0.5}}{n_{\text{H}_2\text{O}}}, \quad (4.19)$$

Die Berechnung der Reaktionslaufzahl ξ_{WS} erfolgt auf Basis der Ausgangsstoffmengen (n_i^0) unter Annahme eines idealen Gases:

$$n_{\text{H}_2} = n_{\text{H}_2}^0 + \xi_{\text{WS}} \quad (4.20)$$

$$n_{\text{H}_2\text{O}} = n_{\text{H}_2\text{O}}^0 - \xi_{\text{WS}} \quad (4.21)$$

$$n_{\text{O}_2} = n_{\text{O}_2}^0 + 0.5\xi_{\text{WS}} - \frac{\delta^{eq} - \delta^0}{2} n_{\text{Ce}} \quad (4.22)$$

Durch Einsetzen in Gleichung (4.19) folgt für die Reaktionslaufzahl:

$$\xi_{\text{WS}} = \frac{K_{\text{WS}} n_{\text{H}_2\text{O}}^0 p^{0.5} - p_{\text{O}_2}^{0.5} n_{\text{H}_2}^0}{p_{\text{O}_2}^{0.5} + K_{\text{WS}} p^{0.5}}. \quad (4.23)$$

Die Bestimmung des Sauerstoffpartialdrucks p_{O_2} erfolgt über

$$p_{\text{O}_2} = \frac{n_{\text{O}_2}}{n} p \quad (4.24)$$

mit der Gesamtstoffmenge:

$$n = n_{\text{O}_2} + n_{\text{H}_2} + n_{\text{N}_2} + n_{\text{H}_2\text{O}}. \quad (4.25)$$

Da p_{O_2} sowohl in der Gleichung (4.24) als auch in der Definition der Stoffmengen vorkommt, ergibt sich ein nichtlineares Nullstellenproblem der Form:

$$\mathbf{g}(T_{\text{Abs}}, p_{\text{O}_2}) = p_{\text{O}_2} n - p n_{\text{O}_2} = 0, \quad (4.26)$$

welches numerisch (z.B. mit dem Newton-Verfahren) gelöst werden kann.

Für die Berechnung der Reaktionswärme gemäß Gleichung (4.16) ist die zeitliche Ableitung von δ erforderlich. Da das stationäre Gleichgewichtsmodell keine explizite kinetische Ableitung bietet, wird $\dot{\delta}$ durch eine Rückwärtsdifferenz angenähert:

$$\frac{d\delta}{dt} = \frac{\delta^{eq} - \delta^0}{T_s} \quad (4.27)$$

wobei δ^{eq} der neue Gleichgewichtswert und δ^0 der Wert des vorherigen Zeitschritts ist.

Reaktorwände

Die Einlassgase N_2 und H_2O strömen im Einlasskanal zwischen der warmen Innenwand und der Außenwand zur Absorberfront und werden dabei vorgewärmt. Die Wände werden als Punktmassen mit folgenden Energiebilanzen modelliert:

$$m_{Wi} c_W \frac{dT_{Wi}}{dt} = Q_{Abs,Rueck} - Q_{Wi,Wa} + Q_{Eg,Wi} + Q_{Ag,Wi} \quad (4.28)$$

$$m_{Wa} c_W \frac{dT_{Wa}}{dt} = Q_{Wi,Wa} + Q_{Eg,Wa} + Q_{Iso,Wa} \quad (4.29)$$

Die Innenwand tauscht durch Wärmestrahlung Energie mit der Absorberrückseite $Q_{Abs,Rueck}$ und der Außenwand $Q_{Wi,Wa}$ aus.

Die konvektiven Wärmeströme zwischen den Reaktorwänden und den Gasen im Ein- und Auslasskanal sind durch $Q_{Eg,Wi}$, $Q_{Eg,Wa}$ und $Q_{Ag,Wi}$ gegeben. Da die Wandtemperaturen als ortskonstant angenommen werden, während sich die Gastemperaturen entlang der Kanalachse ändern, erfolgt die Berechnung der Wärmeübertragung durch Integration über die Kanallänge L_W :

$$Q_{Eg,Wi} = \int_0^{L_W} \alpha_W (T_{Eg}(x) - T_{Wi}) \pi d_{Wi} dx \quad (4.30)$$

$$Q_{Eg,Wa} = \int_0^{L_W} \alpha_W (T_{Eg}(x) - T_{Wa}) \pi d_{Wa} dx \quad (4.31)$$

$$Q_{Ag,Wi} = \int_0^{L_W} \alpha_W (T_{Eg}(x) - T_{Wi}) \pi d_{Wi} dx. \quad (4.32)$$

Die Temperaturverteilung der Einlassgase ergibt sich aus einer stationären Energiebilanz mit konstantem Massenstrom $\dot{m}$:

$$\dot{m} c_G \frac{dT_{Eg}(x)}{dx} = -\alpha_W \pi d_{Wi} (T_{Eg}(x) - T_{Wi}) - \alpha_W \pi d_{Wa} (T_{Eg}(x) - T_{Wa}) \quad (4.33)$$

Die analytische Lösung dieser Gleichung ergibt den Temperaturverlauf der Einlassgase:

$$T_{Eg}(x) = K_1 + (T_{Eg,in} - K_1) e^{-K_2 x} \quad (4.34)$$

$$\text{mit } K_1 = \frac{T_{Wi} d_{Wi} + T_{Wa} d_{Wa}}{d_{Wi} + d_{Wa}} \quad (4.35)$$

$$\text{und } K_2 = \frac{\alpha_W \pi (d_{Wi} + d_{Wa})}{\dot{m} c_p}. \quad (4.36)$$

Die resultierenden Wärmeströme berechnen sich zu:

$$Q_{\text{Eg,Wi}} = \alpha_W \pi d_{\text{Wi}} \left(K_1 L_W + \frac{T_{\text{Eg,in}} - K_1}{K_2} (1 - e^{-K_2 L_W}) - T_{\text{Wi}} L_W \right) \quad (4.37)$$

$$Q_{\text{Eg,Wa}} = \alpha_W \pi d_{\text{Wa}} \left(K_1 L_W + \frac{T_{\text{Eg,in}} - K_1}{K_2} (1 - e^{-K_2 L}) - T_{\text{Wa}} L_W \right). \quad (4.38)$$

Da die Auslassgase nur mit der Innenwand in Wärmeübertragung stehen, lautet die entsprechende Gleichung:

$$\dot{m} c_G \frac{dT_{\text{Ag}}(x)}{dx} = -\alpha_W \pi d_{\text{Wi}} (T_{\text{Ag}}(x) - T_{\text{Wi}}) \quad (4.39)$$

mit der Lösung:

$$T_{\text{Ag}}(x) = T_{\text{Wi}} + (T_{\text{Ag,in}} - T_{\text{Wi}}) e^{-\frac{\alpha_W \pi d_{\text{Wi}}}{\dot{m} c_G} x}. \quad (4.40)$$

Daraus ergibt sich der konvektive Wärmestrom zum Auslassgas:

$$Q_{\text{Ag,Wi}} = \dot{m} c_G \left(T_{\text{Ag,in}} - (T_{\text{Ag,in}} - T_{\text{Wi}}) e^{-\frac{\alpha_W \pi d_{\text{Wi}}}{\dot{m} c_G} L_W} - T_{\text{Wi}} \right). \quad (4.41)$$

Der Wärmeübergang von der Außenwand zur Isolierung ergibt sich nach dem Modell der stationären Zylinderleitung:

$$Q_{\text{Iso,Wa}} = \frac{2\pi L_{\text{w2}} \lambda}{\ln \frac{r_a}{r_c}} (T_{\text{w2}} - T_{\text{ins}}). \quad (4.42)$$

Isolierung

Die Wärmeleitung in der Isolierung wird in einem zylindrischen Koordinatensystem betrachtet, wobei die Wärme ausschließlich in radialer Richtung fließt. Die zeitliche Temperaturänderung innerhalb des Isoliermaterials wird durch die instationäre Wärmeleitungsgleichung beschrieben:

$$\rho_{\text{ins}} c_{v,\text{ins}} \frac{\partial T_{\text{Iso}}}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda_{\text{Iso}} r \frac{\partial T_{\text{Iso}}}{\partial r} \right) \quad (4.43)$$

Die verwendete Formulierung berücksichtigt die Radialsymmetrie sowie die temperatur- und ortsunabhängige Wärmeleitfähigkeit λ_{Iso} . Für die Randbedingungen gilt:

- Am inneren Rand der Isolierung r_i wird die Temperatur durch den konvektiven Wärmeübergang mit der Reaktoraußenwand T_{Wa} beschrieben.

$$-\lambda_{\text{Iso}} \left. \frac{\partial T_{\text{Iso}}}{\partial r} \right|_{r=r_i} = \alpha_{\text{in}} (T_{\text{Iso}}(r_i) - T_{\text{w2}}) \quad (4.44)$$

- Am äußeren Rand der Isolierung r_a wird die Wärme durch Konvektion an die Umgebung mit der Temperatur T_U abgegeben.

$$-\lambda_{\text{Iso}} \left. \frac{\partial T_{\text{Iso}}}{\partial r} \right|_{r=r_a} = \alpha_U (T_{\text{Iso}}(r_a) - T_U) \quad (4.45)$$

Da auch die Beschreibung der Isolierungstemperatur sich bei den reduzierten Modellen vereinfacht, sei für eine detaillierte Beschreibung auf der Zustandsraumdarstellung im Anhang A verwiesen.

4.3.2 Modellvereinfachungen und Gesamtsystem

Das Gesamtmodell MDL-VRT fasst die hergeleiteten Differentialgleichungen in einer Zustandsraumdarstellung zusammen, um das gekoppelte Verhalten thermischer und chemischer Prozesse im Reaktor systematisch zu beschreiben. Die Modellstruktur entspricht einer Differential-Algebraische Gleichung (DAE) der Form:

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \mathbf{z}) \quad (4.46)$$

$$0 = \mathbf{g}(\mathbf{x}, \mathbf{z}) \quad (4.47)$$

Hierbei umfasst der Zustandsvektor

$$\mathbf{x} = [T_F, \mathbf{T}_{\text{Abs}}^\top, \mathbf{T}_G^\top, T_{W1}, T_{W2}, \mathbf{T}_{\text{Iso}}^\top, \boldsymbol{\delta}^\top]^\top \quad (4.48)$$

die thermischen und chemischen Zustandsgrößen. Die algebraische Variable

$$\mathbf{z} = \mathbf{p}_{\text{O}_2} \quad (4.49)$$

repräsentiert den Sauerstoffpartialdruck, der über das chemische Gleichgewicht bestimmt wird.

Für die räumliche Diskretisierung kommt die Finite-Volumen-Methode zum Einsatz, da sie aufgrund ihrer Bilanztreue besonders geeignet ist, Energie- und Stoffflüsse in komplexen Geometrien zu erfassen. Der Absorber wird dabei in 15 Volumenelemente unterteilt, um lokale Temperaturgradienten und Reaktionsfronten präzise abzubilden. Die Isolierung wird gröber mit 10 Elementen aufgelöst, da dort geringere Temperaturänderungsraten vorherrschen. Obwohl dieses Modell die physikalischen Zusammenhänge detailliert abbildet und sich für simulationsbasierte Analysen eignet, ist es für die Anwendung im Echtzeitbetrieb der MPR und des EKF aufgrund der hohen Rechenkomplexität nicht praktikabel. Um die Echtzeitfähigkeit sicherzustellen, wurden daher gezielte Modellvereinfachungen vorgenommen. Diese betreffen insbesondere die Reduktion der Zustandsdimension, die Nutzung von Kennfeldern und die Substitution numerisch aufwendiger Gleichungen durch Approximationsmodelle. Die entsprechenden Anpassungen in den Modellen MDL-EKF und MDL-MPR werden im Folgenden erläutert.

Eliminierung der Gasphase In den reduzierten Modellen MDL-EKF und MDL-MPR wird die Gasdynamik im porösen Absorber gezielt vernachlässigt. Der Hauptgrund hierfür liegt in der numerischen Steifigkeit des ursprünglichen Systems, die sich aus den stark unterschiedlichen Zeitskalen der gekoppelten Medien ergibt. Die thermische Trägheit des Gases ist im Vergleich zur festen Phase (Ceroxidstruktur) um den Faktor

$$\frac{(1 - \epsilon)\rho_{\text{Abs}}c_{\text{Abs}}}{\epsilon\rho_{\text{G}}c_{\text{G}}} = 1500$$

geringer, wodurch sich eine deutlich schnellere Dynamik der Gasphase ergibt. Diese hohe Dynamik beschränkt die maximal zulässige Abtastzeit der numerischen Integration und erschwert somit den Einsatz des Modells in der MPR.

Simulationsstudien zeigten, dass das zweiphasige Modell nur bei Abtastzeiten bis ca. 2s numerisch stabil integrierbar ist. Für eine prädiktive Regelung sind jedoch größere Abtastzeiten notwendig, um längere Prädiktionshorizonte bei begrenzter Rechenzeit realisieren zu können.

Durch die Eliminierung der Gasphase entfällt insbesondere der Konvektionsterm in der Energiebilanz des Gases. Um die dadurch entstehenden Modellierungsfehler zu kompensieren, wird ein heuristischer Korrekturterm eingeführt:

$$K(p_v) = p_v (T_{\text{Abs},i} - T_{\text{Abs},i+1})$$

wobei p_v ein einstellbarer Parameter ist, der zur Minimierung der Abweichung gegenüber dem Referenzmodell MDL-VRT kalibriert wird. Dieser Term repräsentiert in reduzierter Form den Wärmefluss entlang des Gradienten der Festkörpertemperatur, wie er durch die strömende Gasphase induziert wird.

Approximation des Strahlungsaustauschs durch Kennfelder Wie im vorherigen Abschnitt beschrieben, wird die aufwendige spektrale Berechnung der thermischen und optischen Strahlungsterme $Q_{\text{F,th}}$ und $Q_{\text{F,opt}}$ durch vordefinierte Kennfeld (KF) ersetzt. Diese basieren auf detaillierten Vorberechnungen mithilfe der Enclosure-Radiation-Methode und ermöglichen eine erhebliche Reduktion der Rechenzeit im Echtzeitbetrieb.

Die Strahlungsleistungen für das Fenster und die Absorberfront werden dabei als Funktionen relevanter Temperatur- und Bestrahlungsgrößen interpoliert:

$$Q_{\text{F,th}} = \text{KF}(T_{\text{Abs,fr}}, T_{\text{F}}) \quad (4.50)$$

$$Q_{\text{Abs,th}} = \text{KF}(T_{\text{Abs,fr}}, T_{\text{F}}) \quad (4.51)$$

$$Q_{\text{F,opt}} = \text{KF}(Q_{\text{R}}) \quad (4.52)$$

$$Q_{\text{Abs,opt}} = \text{KF}(Q_{\text{R}}). \quad (4.53)$$

Auch für die Absorberrückseite und die Reaktorwände werden die Strahlungsaustausch-
terme durch Kennfelder ersetzt:

$$Q_{\text{Abs,Rueck}} = \text{KF}(T_{\text{Abs,n}}, T_{\text{Wi}}) \quad (4.54)$$

$$Q_{\text{Wi,Wa}} = \text{KF}(T_{\text{Wi}}, T_{\text{Wa}}). \quad (4.55)$$

Diese Approximation erlaubt die explizite Darstellung der Strahlungsflüsse ohne ite-
ratives Lösen von Gleichungssystemen und trägt wesentlich zur Echtzeitfähigkeit des
reduzierten Modells bei. Die KF wurden durch eine parametrische Variation der Ein-
gangstemperaturen sowie der Strahlungsintensität erstellt und anschließend aufgelöst
gespeichert.

**Berechnung der Oberflächenflächentemperaturen und Korrektur des Diskretisie-
rungsfehlers** Für die Strahlungsberechnung sind die Oberflächentemperaturen an der
Vorder- und Rückseite des Absorbers erforderlich. Durch die Wahl des Diskretisierungs-
gitters mit gleich großen Volumenelementen sind an den Rändern des Absorbers keine
Gitterpunkte vorhanden.

In Referenzmodell MDL-VRT werden die Temperaturen an Rändern implizit über den
abgestrahlten Strahlungsfluss $Q_{\text{Abs,th}}$ aus dem vorherigen Zeitschritt berechnet, welcher
proportional zum Temperaturgradienten an der Oberfläche ist:

$$\frac{A_{\text{Abs}}\lambda_{\text{Abs}}(T_{\text{Abs,vorne}} - T_{\text{Abs,1}})}{\Delta z/2} = Q_{\text{Abs,th}}. \quad (4.56)$$

In den reduzierten Modellen hingegen wird zur Vermeidung expliziter Rückkopplung
durch $Q_{\text{F,th}}$ ein Näherungsverfahren verwendet. Hier wird der Randfluss direkt aus dem
Temperaturgradienten zwischen den ersten beiden Gitterpunkten ermittelt:

$$Q_{\text{F,th}} = \frac{A_{\text{Abs}}\lambda_{\text{Abs}}(T_{\text{Abs,1}} - T_{\text{Abs,2}})}{\Delta z}. \quad (4.57)$$

Daraus lassen sich die effektiven Oberflächentemperaturen durch eine lineare Extrapolation
bestimmen:

$$T_{\text{Abs,vorne}} = p_v(3T_{\text{Abs,1}} - T_{\text{Abs,2}}) \quad (4.58)$$

$$T_{\text{Abs,hinten}} = p_h(3T_{\text{Abs,n}} - T_{\text{Abs,n-1}}), \quad (4.59)$$

Die p_v und p_h dienen als Korrekturfaktoren zur Kompensation systematischer Diskre-
tisierungsfehler. Diese entstehen insbesondere durch die Verringerung der räumlichen
Auflösung und die Verwendung größerer Abtastzeiten in den reduzierten Modellen. Die
Parameterwerte werden durch Abgleich mit dem Referenzmodell MDL-VRT bestimmt.

Modifikation des Lösungsverfahrens für DAEs Im Referenzmodell MDL-VRT wurden die räumliche und zeitliche Diskretisierung unabhängig von der algebraischen Gleichung zur Berechnung des Sauerstoffpartialdrucks durchgeführt. Letztere wurde separat mithilfe einer Bisektionsmethode gelöst. Für die vereinfachten Modelle MDL-EKF und MDL-MPR ist dieses Verfahren jedoch ungeeignet, da es auf `if-then`-Bedingungen basiert, welche die Anforderung der stetigen Differenzierbarkeit verletzen (vgl. Abschnitt 2.2).

Stattdessen erfolgt die zeitliche Integration der reduzierten Modelle über ein implizites Eulerverfahren. Im EKF wird das resultierende DAE-System vollständig in eine numerische Optimierungsformulierung überführt und mithilfe eines Interior-Point-Verfahrens unter Verwendung von CasADi [4], einem Softwarewerkzeug für Nichtlineare Optimierung und Algorithmische Differenzierung, effizient gelöst. Dabei wird das DAE-System als Optimierungsproblem mit einer trivialen Kostenfunktion $J = 0$ formuliert und unter Einhaltung der Systemgleichungen gelöst:

$$\min_{k_1, z} J = 0$$

unter den Nebenbedingungen:

$$\begin{aligned} \mathbf{x}_{k+1} &= \mathbf{F}(\mathbf{x}_{k+1}, \mathbf{u}_k, \mathbf{z}_{k+1}, T_s) \\ 0 &= \mathbf{g}(\mathbf{x}_{k+1}, \mathbf{z}_{k+1}, T_s). \end{aligned}$$

Durch diese Vorgehensweise konnte eine echtzeitfähige Simulation des physikalisch detaillierten Modells bei einer Abtastzeit von 2 s für alle fünf Reaktoren realisiert werden.

Für die MPR wird das in Abschnitt 2.3.3 vorgestellte SQP-Verfahren zur Lösung des zugrunde liegenden OCP eingesetzt. Um eine echtzeitfähige Implementierung sicherzustellen, wird die Abtastzeit zum Aufruf der MPR auf 5 s festgelegt.

Nutzung eines konstanten Partialdruckes Wie in Abschnitt 4.4.1 gezeigt wird, benötigt die MPR einen Prädiktionshorizont von etwa 1500 s, um die relevanten Prozessschritte zu prädictieren und eine optimale Steuerung über mehrere Reaktoren hinweg zu ermöglichen. Um das daraus resultierende Optimierungsproblem in seiner Komplexität zu reduzieren, sind möglichst große Abtastzeiten innerhalb der Prädiktion erforderlich. Der limitierende Faktor bei der Wahl dieser Zeitschritte ist jedoch die Nullstellensuche zur Bestimmung des Sauerstoffpartialdrucks p_{O_2} innerhalb des DAE-Systems.

Der p_{O_2} hängt stark nichtlinear von den Temperaturen im Absorber ab. Bei Temperaturen unterhalb von 1200 °C liegt Partialdruck in der Größenordnung von 10^{-50} bis 10^{-1} hPa, steigt jedoch bei höheren Temperaturen exponentiell auf durchschnittlich ca. 800 hPa. Diese starke Variation erschwert die numerische Konvergenz der Lösung erheblich. Insbesondere bei großen Schrittweiten gelingt es dem im MDL-MPR eingesetzten Verfahren nicht, unter allen Bedingungen eine robuste Lösung für die zugehörige algebraische Gleichung zu finden.

Zur Verbesserung der numerischen Stabilität und Reduktion der Rechenzeit wird daher im MDL-MPR auf eine explizite Berechnung von p_{O_2} verzichtet. Stattdessen wird ein konstanter Gleichgewichtswert von $p_{\text{O}_2} = 800 \text{ Pa}$ verwendet, der bei maximale Absoberebrtemperatur auftritt. Da dieser Betriebsbereich für die spätere Bewertung der optimalen Wasserstofferzeugung gemäß Abschnitt 4.4.1 maßgeblich ist, wird die Beschränkung der exakten der chemischen Prozessbeschreibung auf diesen Bereich als legitim erachtet. Diese Vereinfachung eliminiert die algebraische Nebenbedingung vollständig.

Die Lösung der verbleibenden Zustands-Differentialgleichung, die aufgrund ihrer Stabilitätseigenschaften bei großen Abtastzeiten implizit integriert werden muss, erfolgt mittels eines Newton-Verfahrens (2.1.3). Zur Minimierung der Rechenzeit wird die Iteration auf drei Schritte begrenzt. Dieser bewusste Kompromiss reduziert die Rechenzeit signifikant, zulasten einer geringfügig verminderten Modellgenauigkeit.

Begrenzung von δ auf positive Werte Die in Abschnitt 4.4.1 dargestellten Simulationen zeigen, dass der Reduktionsgrad nach Abschaltung der Bestrahlung über einen gewissen Zeitraum nahezu konstant bleibt, obwohl die Temperaturen im vorderen Bereich direkt abfallen. Erst wenn die Temperaturen im gesamten Reaktor unter ein bestimmtes Niveau absinken, beginnt eine signifikante Rückoxidation. Dieses Hystereseverhalten wird in MDL-VRT und MDL-EKF durch die Berücksichtigung der chemischen Gleichungen korrekt beschrieben.

Im reduzierten Modell MDL-MPR wird jedoch ein konstanter p_{O_2} angenommen, wodurch die temperaturbedingte Rückreaktion unmittelbar nach einem Temperaturabfall einsetzt. Infolgedessen kann das beobachtete Hystereseverhalten nicht mehr korrekt abgebildet werden. Da die MPR in erster Linie den Reaktorbetrieb während der Reduktionsphase optimieren soll, wird das Verhalten durch folgende pragmatische Vereinfachung angenähert: Eine negative Änderung des Reduktionsgrads wird im Modell explizit verhindert. Dieses Vorgehen stellt sicher, dass der Reduktionsgrad nicht sinken kann und die Optimierung einen unrealistischen Rückgang des Reduktionsgrads bei einem Temperatureinbruch zu verhindern versucht.

Betrachtung der Isolierung als Punktmasse Da die genaue Temperaturverteilung innerhalb der Isolierung für die Regelauslegung keine wesentliche Rolle spielt, wird in den reduzierten Modellen auf eine räumlich aufgelöste Beschreibung verzichtet. Anstelle einer detaillierten, ortsabhängigen Wärmeleitungsgleichung wird die Isolierung als thermische Punktmasse modelliert. Ziel dieser Vereinfachung ist es, das stationäre Temperaturverhalten sowie die Dynamik der Wärmeverluste gegenüber der Umgebung hinreichend genau zu erfassen, ohne die numerische Komplexität einer finiten Volumendiskretisierung.

Die Wärmeleitungsgleichung reduziert sich damit auf eine einfache Differentialgleichung erster Ordnung:

$$m_{\text{Iso}} c_{\text{Iso}} \frac{dT_{\text{Iso}}}{dt} = Q_{\text{Iso, Wa}} - \alpha_{\text{Iso}} A_{\text{Iso, o}} (T_{\text{Iso}} - T_{\text{U}}) \quad (4.60)$$

Der Wärmeübergangskoeffizient α_{Iso} wird in dieser konzentriert-parametrischen Darstellung so gewählt, dass sie das Verhalten des komplexen Referenzmodell gut approximiert.

Zusammenfassung der Vereinfachungen Diese Reduktion der Modellkomplexität reduziert die Anzahl der Differentialgleichungen erheblich und trägt zur Echtzeitfähigkeit der MPR bei, ohne die thermodynamische Korrektheit in relevanter Weise zu beeinträchtigen. Mit diesen Vereinfachung ergibt sich der Zustandsvektor

$$\mathbf{x} = [T_{\text{F}}, \mathbf{T}_{\text{Abs}}^{\top}, T_{\text{Wi}}, T_{\text{Wa}}, T_{\text{Iso}}, \boldsymbol{\delta}^{\top}, d]^{\top} \quad (4.61)$$

$$u = Q_{\text{R}} d \quad (4.62)$$

für beide reduzierten Modelle MDL-EKF und MDL-MPR. Dabei wurde das Zustandsraummodell um die Störgröße d erweitert, um Ungenauigkeiten der angenommenen Strahlungsleistung zu korrigieren. Anstatt einer additiven wird mit Gleichung (4.62) eine multiplikative Korrektur der Eingangsstrahlung vorgenommen, da ein Fehler mit der Sonnenstrahlung des gesamten Feldes skaliert wird. Zusammenfassend wird die algebraische Variable im MDL-EKF um den Vektor $\mathbf{k}_1$, der bei der impliziten zeitlichen Integration der Absorbertemperaturen entsteht, erweitert:

$$\mathbf{z} = \begin{bmatrix} p_{\text{O}_2} \\ \mathbf{k}_1 \end{bmatrix} \quad (4.63)$$

Da der Sauerstoffpartialdruck im MDL-MPR als konstant modelliert wird, reduziert sich die algebraische Variable hier wiederum zu

$$\mathbf{z} = \mathbf{k}_1. \quad (4.64)$$

Tabelle 4.4 gibt abschließend eine Übersicht, welche Vereinfachung ausgehend von MDL-VRT, in den reduzierten Modellen vorgenommen wurden.

Finale Zustandsraumdarstellung Mit den Grundlagen aus Abschnitt 2.2.2 wurde die partielle Differentialgleichung des Absorbers Gleichung (4.8) örtlich diskretisiert. Am linken Rand des Absorbers werden durch die implizit zu berechnende thermische $Q_{\text{F, th}}$ und optische Wärmestrahlung $Q_{\text{F, opt}}$ als Wärmestrom vorgegeben. Auf der Rückseite des

Tabelle 4.4: Übersicht der Modellvereinfachungen im EKF und MPR-Modell

Modellvereinfachung	MDL-EKF	MDL-MPR
Eliminierung der fluiden Phase und Einführung eines Korrekturparameters p_f	$p_f = 0.0001$	$p_f = 0$
Verwendung einer Kennlinie zur Berechnung des Strahlungsaustausches zwischen Absorber und Fensterglas	x	x
Berechnung der Oberflächentemperaturen des Absorbers mit den Korrekturparametern p_v und p_h	$p_v = 0.20$ $p_h = 0.65$	$p_v = 0.10$ $p_h = 1.00$
Modellierung der Isolation durch eine Punktmasse	x	x
Anzahl an diskreten Volumenelementen (MDL-VRT: 15)	5	5
Eliminierung der DAE für die chemische Reaktion durch Einführung eines konstanten p_{O_2} .	-	x
Lösung der Differentialgleichung durch eine implizite Integration mithilfe des Newton-Verfahrens.	-	x
Begrenzung der Reduktionszahl auf nur wachsendes Verhalten	-	x

Absorbers wird der resultierende Wärmestrom aus dem Austausch mit der Innenwand $Q_{\text{Abs,Rueck}}$ vorgegeben.

$$\begin{aligned}
 \frac{dT_F}{dt} &= \frac{\alpha_F}{c_F \rho_F} (T_F - T_U) - Q_{F,\text{th}} - Q_{F,\text{opt}} \\
 \frac{d\mathbf{T}_{\text{Abs}}}{dt} &= \mathbf{A}_{\text{abs}} \mathbf{T}_{\text{Abs}} + Q_{F,\text{opt}} \begin{bmatrix} 1 - e^{-\beta \frac{\Delta x}{2}} \\ e^{-\beta \frac{\Delta x}{2}} - e^{-\beta \frac{3\Delta x}{2}} \\ \vdots \\ e^{-\beta \frac{n'\Delta x}{2}} - e^{-\beta \frac{(n'+1)\Delta x}{2}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} Q_{\text{Abs,th}} \\ 0 \\ \vdots \\ Q_{\text{Abs,Rueck}} \end{bmatrix} + -\frac{n_{\text{Ce}}}{V_{\text{Abs}}} \Delta H \dot{\delta} \\
 \frac{dT_{w1}}{dt} &= \frac{Q_{\text{Abs,Rueck}} + Q_{\text{Wi,Wa}} + Q_{\text{Eg,Wi}} + Q_{\text{Ag,Wi}}}{m_{\text{Wi}} c_W} \\
 \frac{dT_{w2}}{dt} &= \frac{Q_{\text{Wi,Wa}} + Q_{\text{Eg,Wa}} + Q_{\text{Iso,Wa}}}{m_{\text{Wa}} c_W} \\
 \frac{dT_{\text{Iso}}}{dt} &= \frac{Q_{\text{Iso,Wa}} - Q_{\text{Iso}}}{m_{\text{Iso}} c_{\text{Iso}}} \\
 \dot{\delta} &= \frac{\delta_{eq}(\mathbf{T}_{\text{Abs}}, \mathbf{p}_{\text{O}_2}) - \delta}{T_s}
 \end{aligned} \tag{4.65}$$

mit

$$\begin{aligned}
 \mathbf{A}_{\text{abs}} &= \begin{bmatrix} -2Fo_{1,2} - \alpha_p & 2Fo_{1,2} - \alpha_p & 0 & \dots & & \\ Fo_{2,1} + \alpha_p & -Fo_{2,1} - Fo_{2,3} - \alpha_p & Fo_{2,3} + \alpha_p & 0 & \dots & \\ 0 & & \ddots & \ddots & \ddots & \\ & & & 0 & 2Fo_{5,4} + \alpha_p & -2Fo_{5,4} - \alpha_p \end{bmatrix} \\
 Fo_{i,j} &= \frac{2\lambda_i \lambda_j}{\lambda_i + \lambda_j} \frac{1}{c_{\text{Abs},i} \rho_{\text{Abs},i} \Delta x^2} \\
 \Delta x &= \frac{L}{n-1} \\
 n' &= 2n-1
 \end{aligned}$$

4.3.3 Modellvalidierung

Zur Validierung des entwickelten reduzierten Modells wurden experimentelle Messdaten aus einem Labortest herangezogen, der im Rahmen der Arbeit von [82] durchgeführt wurde. In diesem Versuch wurde ein Einzelreaktor über zwei vollständige Redoxzyklen betrieben, wobei für die nachfolgende Modellvalidierung der erste Zyklus ausgewertet wurde. Die solare Bestrahlungsleistung wurde über eine Dauer von rund 5500 Sekunden stufenweise auf bis zu 150 kW erhöht und anschließend in der Oxidationsphase vollständig abgeschaltet.

Validierung des Beobachter-Modells Zunächst wird das Beobachtermodell MDL-EKF dem physikalisch detaillierten Referenzmodell MDL-VRT gegenübergestellt. Abbildung 4.9 zeigt den Vergleich der simulierten Temperaturen sowie der Reduktionsgrade an unterschiedlichen Positionen im Absorber.

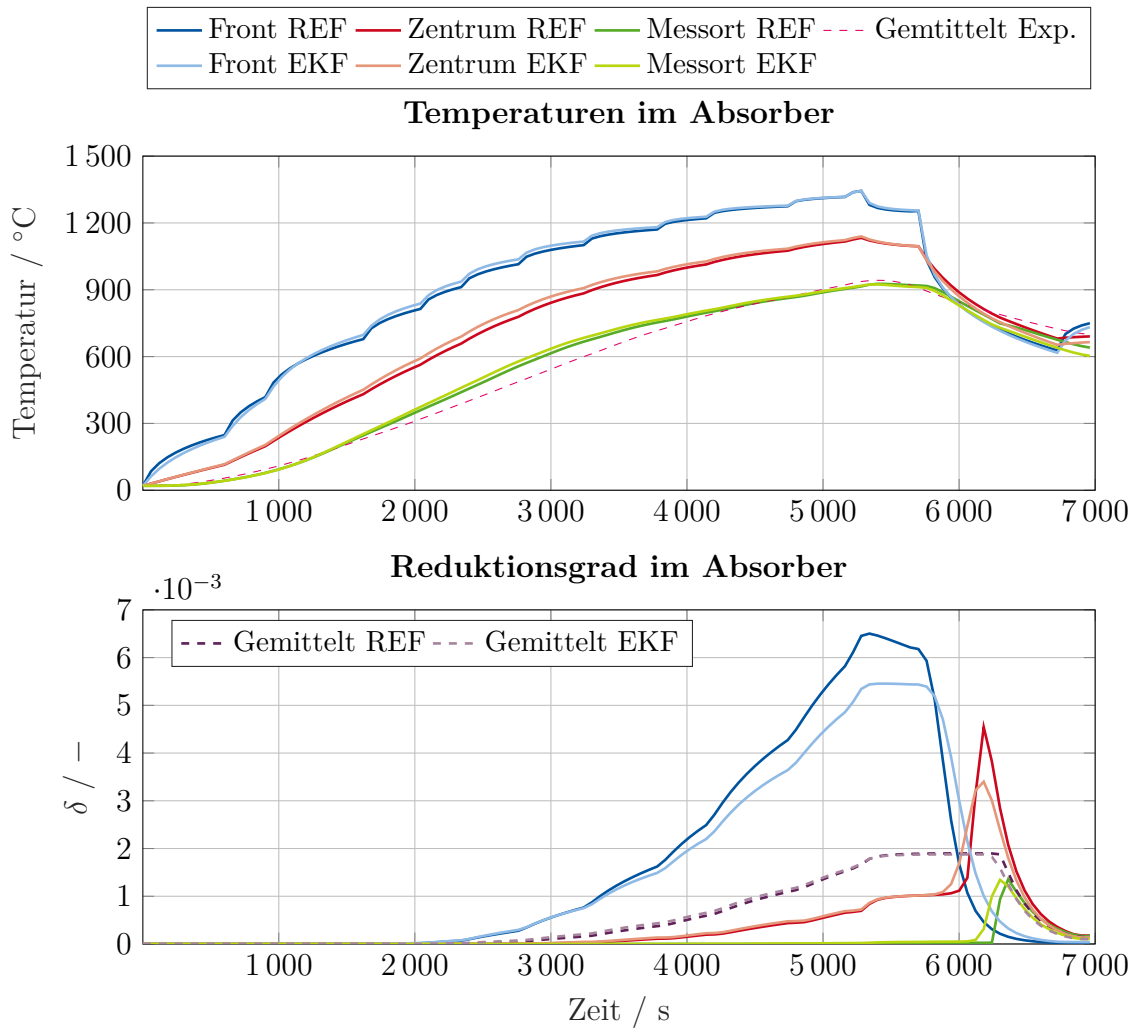


Abb. 4.9: Validierung des Beobachtermodells MDL-EKF gegenüber dem Referenzmodell MDL-VRT

Die dargestellten Temperaturverläufe umfassen die mittlere Temperatur aus dem Experiment im Vergleich zu den simulierten Temperaturen an der Absorbervorderseite, einer Position im Zentrum, sowie dem Ort des Thermoelementeinbaus in etwa 7,5 mm Tiefe. Ergänzend hierzu stellt das untere Diagramm die lokalen Reduktionsgrade δ an diesen Positionen sowie den gemittelten Reduktionsgrad dar, welcher als zentrale Zustandsgröße für die Regelung dient.

Es wird deutlich, dass δ lokal stark variiert, insbesondere im vorderen Bereich, wo aufgrund der intensiven Bestrahlung und der nichtlinearen Reaktionskinetik ein steiler Anstieg auftritt. Nach Abschalten der Einstrahlung nimmt der Reduktionsgrad in den vordersten Schichten rasch ab, während er in den hinteren Absorberregionen zunächst noch ansteigt. In Summe ergibt sich daraus ein relativ konstanter Mittelwert über einen längeren Zeitraum.

Die Ergebnisse zeigen, dass das Beobachtermodell den gemittelten Temperatur- und Reduktionsgradverlauf trotz vereinfachter Struktur sehr gut reproduzieren kann. Lokale Abweichungen bleiben moderat und resultieren im Wesentlichen aus der geringeren räumlichen Auflösung. Die quantitativen Unterschiede sind in Tabelle 4.5 dokumentiert.

Tabelle 4.5: Vergleich der simulierten Temperaturen zwischen MDL-EKF und MDL-VRT

Ort im Absorber	Maximaler, absoluter Temperaturfehler	Gemittelter Temperaturfehler
Vorderseite	25,7 K	8,9 K
Zentrum	21,8 K	9,0 K
Messort	13,4 K	4,5 K

Validierung des MPR-Modells Ein vergleichbarer Abgleich wurde für das Modell MDL-MPR durchgeführt, das für die MPR eingesetzt wird. Auch hier zeigt Abbildung 4.10, dass die Temperaturen gut mit dem Referenzmodell übereinstimmen.

Ein größerer Unterschied zeigt sich beim Verlauf des Reduktionsgrads: Da im Modell MDL-MPR der Sauerstoffpartialdruck als konstanter Parameter angenommen wird, ist der Verlauf von δ stärker temperaturgetrieben und dynamischer. Zudem ist die Rückreaktion (Oxidation) im Modell unterdrückt. Folglich bleibt δ nach der Bestrahlung konstant, während im Referenzmodell ein leichter Abfall zu beobachten ist. Dennoch wird der gemittelte Reduktionsgrad, als zentraler Indikator für den späteren Wasserstofftertrag, auch im MDL-MPR zuverlässig abgebildet. Die entsprechenden Fehlergrößen sind in Tabelle 4.6 aufgelistet.

Zusammenfassung Die Reduktion der Modellkomplexität war erforderlich, um die Echtzeitfähigkeit der MPR zu gewährleisten. Insbesondere das ursprüngliche Modell MDL-VRT weist eine hohe Steifigkeit auf und beinhaltet eine algebraische Berechnung des Sauerstoffpartialdrucks, die in der Online-Optimierung nicht praktikabel ist.

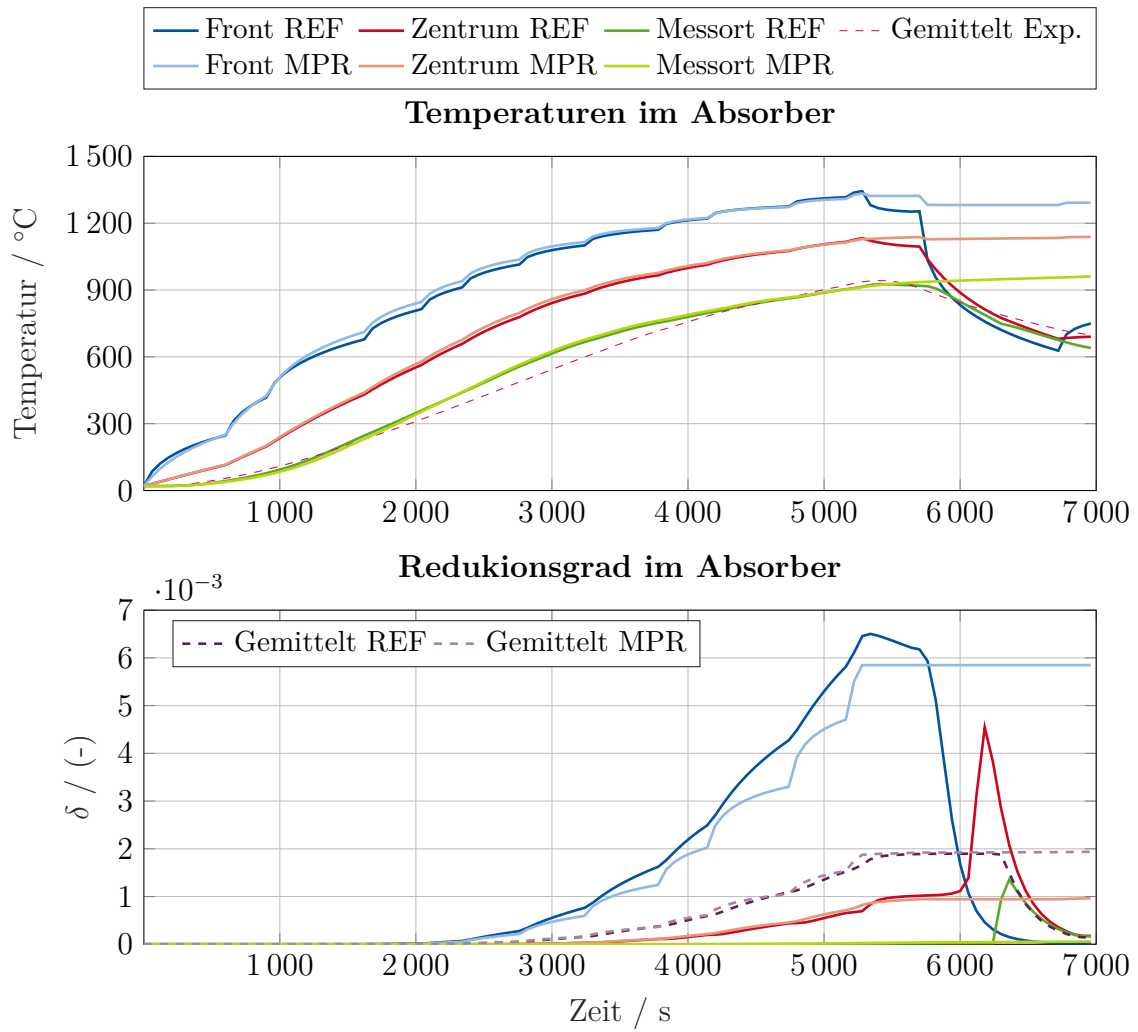


Abb. 4.10: Validierung des prädiktiven Modells MDL-MPR gegenüber dem Referenzmodell MDL-VRT

Tabelle 4.6: Temperaturvergleich zwischen MDL-MPR und MDL-VRT während der Reduktionsphase

Ort im Absorber	Maximaler, absoluter Temperaturfehler	Gemittelter Temperaturfehler
Vorderseite	25,4 K	11,0 K
Zentrum	11,2 K	4,6 K
Messort	18,0 K	5,3 K

Zur Vereinfachung wurde daher die Gasphase entfernt und der Sauerstoffpartialdruck als konstant angenommen. Dieser Eingriff verändert die Reaktionskinetik der Oxidationsphase signifikant, ist jedoch zulässig, da die MPR primär auf die Steuerung der Reduktionsphase ausgelegt ist. Wie in Abschnitt 4.4.1 gezeigt wird, korreliert der maximale mittlere Reduktionsgrad in der Reduktionsphase direkt mit dem späteren Wasserstofftrag. Eine exakte Modellierung der Oxidationskinetik ist daher nicht erforderlich.

Die Vereinfachungen reduzieren die Rechenzeit deutlich, eliminieren nichtlineare Gleichungen und ermöglichen damit Prädiktionshorizonte von über 1500 s bei Einhaltung eines festen Zeittakts von 5 s. Die Validierungsergebnisse zeigen, dass trotz der strukturellen Modellreduktion sowohl Temperaturverlauf als auch Reduktionsgrad mit hinreichender Genauigkeit abgebildet werden. Das Modell MDL-MPR erfüllt somit alle Anforderungen für eine robuste, echtzeitfähige und sicherheitsbewusste Regelung des Reaktorsystems mittels MPR.

4.3.4 Validierung des erweiterten Kalman-Filters

Im Anschluss an die Modellvalidierung wird in diesem Abschnitt die Leistungsfähigkeit des erweiterten Kalman-Filters (EKF) bewertet, das als Zustandsbeobachter innerhalb der MPR fungiert. Ziel ist es, zentrale Prozessgrößen wie die Temperaturverteilung im Absorber mit hoher Genauigkeit in Echtzeit zu schätzen – insbesondere an sicherheitskritischen Stellen, die messtechnisch nicht direkt zugänglich sind. Diese Schätzungen bilden die Grundlage für die Prädiktion des zukünftigen Systemverhaltens und die Berechnung der optimalen Steuerstrategie.

Abbildung 4.11 zeigt die vom EKF geschätzten Temperaturverläufe an drei repräsentativen Orten im Absorber: an der bestrahlten Vorderseite, an der Position der Thermo-elemente (ca. 7,5 mm von der Rückseite entfernt) sowie als Mittelwert über die gesamte Schichtdicke. Hierbei stimmen die berechneten Temperaturen an der Messstelle sehr gut mit den gemessenen Werten überein. Im Vergleich zur reinen Modellsimulation ohne Beobachterkorrektur (vgl. Abbildung 4.9) wird deutlich, dass das EKF modellbasierte Schätzungen dynamisch anpasst: Liegt die Modelltemperatur unterhalb der Messung, wird beispielsweise die Fronttemperatur nach oben korrigiert – in Übereinstimmung mit der physikalischen Erwartung.

Trotz dieser Korrekturmechanismen bleibt eine zentrale Herausforderung bestehen: Die reale solare Einstrahlung auf die einzelnen Reaktoren kann nicht direkt gemessen werden. Da die Leistungsverteilung durch das Zielpunktsteuerungssystem (ZPS) lediglich gesteuert und nicht geregelt wird, treten zwangsläufig Abweichungen zwischen Soll- und Istbestrahlung auf. Um diesen Unsicherheiten zu begegnen, wurde das Zustandsmodell um eine multiplikative Störgröße d erweitert, welche die angenommene Einstrahlleistung

$Q_{R,soll}$ korrigiert. Damit wird die tatsächliche Strahlungsleistung auf dem Receiver Q_R durch $\hat{Q}_R$ abgeschätzt und auch in der Prädiktion als Stellgröße verwendet:

$$\mathbf{u}_k = \hat{Q}_R = Q_{R,soll} \cdot d_k \quad (4.66)$$

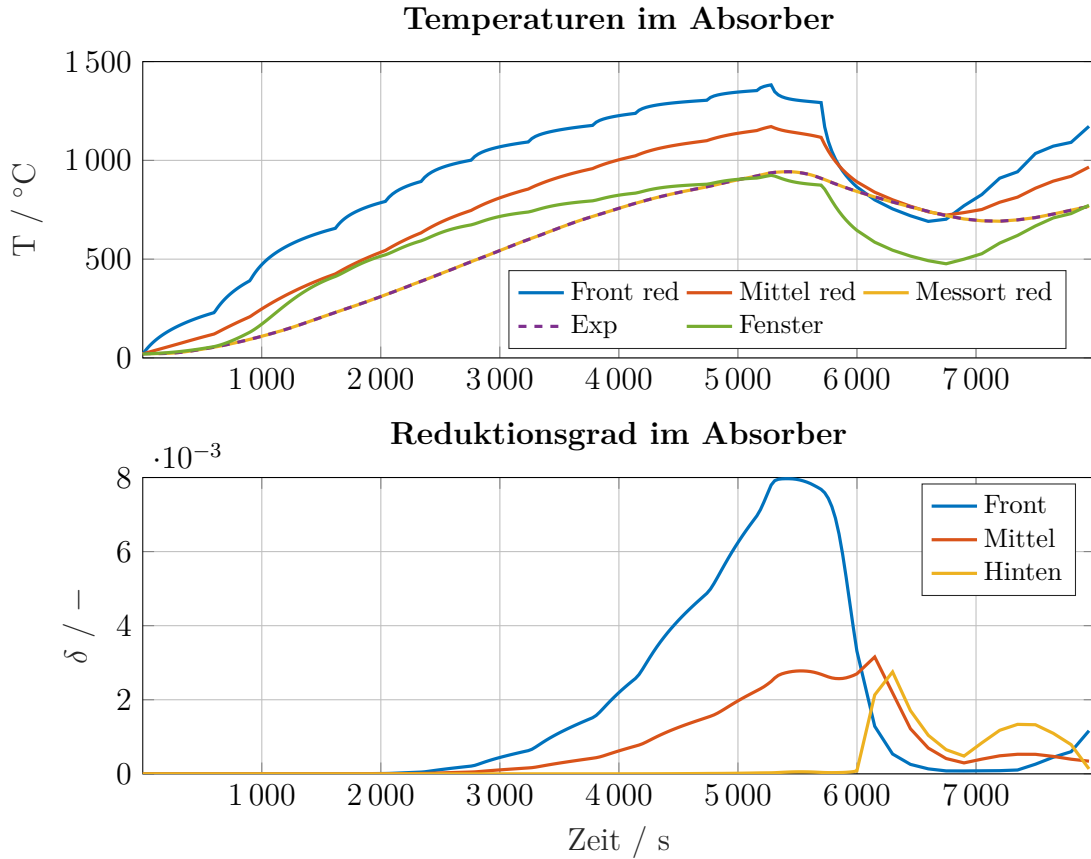


Abb. 4.11: Geschätzte Temperaturverläufe des Beobachters und der gemittelten experimentellen Messdaten

Durch die Erweiterung des Zustandsvektors um d erhält die Zustandsraumdarstellung die folgende allgemeine Form:

$$\tilde{\mathbf{x}}_{k+1} = \begin{bmatrix} \mathbf{x}_{k+1} \\ d_{k+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{F}(\mathbf{x}_k, \mathbf{u}_k, \mathbf{z}_k) \\ 0 \end{bmatrix} \quad (4.67)$$

Die erweiterte Störgröße d_k wird als zusätzlicher Zustand behandelt und regelmäßig durch das EKF mitgeschätzt. Um das Verhalten des Beobachters gezielt zu steuern, wurden die Kovarianzmatrizen Q_k (Prozessrauschen) und R_k (Messrauschen) gemäß den

in Abschnitt 2.3.4 dargestellten Prinzipien angepasst. So lässt sich die Sensitivität des Filters gegenüber Modellunsicherheiten und Messfehlern feinjustieren.

Diese Erweiterung verbessert die Robustheit der Zustandsschätzung signifikant – insbesondere bei ungleichmäßiger oder gestörter Strahlungsverteilung. Sie bildet damit eine wesentliche Voraussetzung für einen sicheren, grenzwertnahen Betrieb des Reaktorsystems unter realitätsnahen Bedingungen.

4.4 Entwicklung der Modellprädiktiven Regelung

Ziel der Regelung ist es, den Wasserstofftrag zu maximieren. Die zentrale Herausforderung liegt darin, dass Wasserstoff erst in der zweiten Prozessphase – der Oxidation – produziert wird, während die Stellgröße (die Strahlungsleistung) nur in der Reduktionsphase aktiv sein darf. Dies erfordert eine weitreichende Prädiktion des Systemverhaltens, um einen vollständigen Zyklus über mehrere Reaktoren zu erfassen und optimale Umschaltzeitpunkte zu bestimmen.

Die entwickelte MPR muss daher drei zentrale Anforderungen gleichzeitig erfüllen:

- Prädiktion des Reaktorverhaltens über den vollständigen Redox-Zyklus hinweg,
- Steuerung der Einstrahlleistung ausschließlich während der Reduktionsphase,
- Optimierung des Übergangszeitpunkts von der Reduktion zur Oxidation auf Basis des Systemzustands.

Besonders herausfordernd ist dabei die Modellierung des Phasenwechsels: Klassische „Wenn-Dann“-Bedingungen, wie sie zur Abbildung diskreter Zustandswechsel verwendet werden, sind in der MPR nicht direkt einsetzbar, da sie die notwendige Differenzierbarkeit und Konvexität des Optimierungsproblems beeinträchtigen würden.

Ein vielversprechender Ansatz zur Modellierung solcher Umschaltvorgänge ist die sogenannte zeitvariable MPR, wie sie z. B. in [73] beschrieben wird. Hierbei wird die zeitliche Länge der Regelungsintervalle selbst zur Optimierungsvariable, wodurch sich die Dauer der Reduktions- und Oxidationsphasen flexibel anpassen lässt. Innerhalb dieses Rahmens kann die Stellgröße gezielt auf die Reduktionsphase beschränkt werden, etwa durch definierte Phasenmasken. Bei der Variation großer Zeitschritte von $< 1\text{ s}$ bis $> 150\text{ s}$ ist die Rechengenauigkeit jedoch stark von der Optimierungslösung selbst abhängig.

Angesichts dieser Herausforderungen wird im Folgenden ein alternativer Ansatz vorgestellt. Dieser zielt darauf ab, durch eine geeignete mathematische Umformulierung des Redoxzyklus eine echtzeitfähige Regelung zu gewährleisten, ohne die physikalische Korrektheit der Prozessbeschreibung zu kompromittieren.

4.4.1 Voruntersuchungen zur Regelstrategie

Da der Wasserstofftrag (die eigentlich zu maximierende Zielgröße) erst in der Oxidationsphase messbar ist, muss die modellprädiktive Regelung in der Lage sein, während der Reduktionsphase indirekt optimale Entscheidungen zu treffen. Dies erfordert geeignete Ersatzgrößen, die bereits in der ersten Zyklushälfte einen Rückschluss auf den späteren Produktausstoß erlauben. Zudem stellt sich die Frage, wie viele Reaktoren und wie viele zukünftige Zeitschritte in die Prädiktion einbezogen werden müssen, um einerseits eine hinreichend genaue Regelstrategie zu ermöglichen, andererseits jedoch die Rechenzeit für eine Echtzeitanwendung nicht zu überschreiten.

Um diesen Anforderungen systematisch zu begegnen, wurden im Vorfeld der eigentlichen Regelungsimplementierung gezielte Untersuchungen durchgeführt. Ziel war es, zentrale Fragestellungen hinsichtlich der Modellvereinfachung, Zielgrößenformulierung und Prädiktionslänge zu klären:

- Gibt es eine geeignete Ersatzgröße in der Reduktionsphase, die mit dem Wasserstofftrag in der Oxidationsphase korreliert?
- Wie viele Reaktoren müssen in die Prädiktion einbezogen werden, ohne das Optimierungsproblem unverhältnismäßig zu verkomplizieren?
- Wie weit in die Zukunft muss das Systemverhalten prädiziert werden, um fundierte Entscheidungen treffen zu können?

Diese Fragen sind stets im Kontext des zentralen Zielkonflikts zu betrachten: Die Komplexität des Optimierungsproblems bestimmt maßgeblich die Rechenzeit und damit die Echtzeitfähigkeit der Regelung. Gleichzeitig wirkt sich die Modelltiefe direkt auf die Regelgüte und die Fähigkeit zur sicheren Grenzwertüberwachung aus.

Parameterstudie zur Identifikation einer Ersatzgröße

Zunächst wurde untersucht, ob sich alternative Prozessgrößen in der Reduktionsphase finden lassen, die eine zuverlässige Prädiktion des Wasserstofftrags erlauben. Im Fokus stand dabei der Reduktionsgrad δ , der die Sauerstoffentnahme aus dem Absorbermaterial beschreibt und in direktem Zusammenhang mit der in der folgenden Oxidationsphase möglichen Wasserstoffproduktion steht.

Methodik Zur Bewertung dieser Hypothese wurde eine vereinfachte Basis-MPR mit einem reduzierten OCP aufgesetzt, das ausschließlich die Reduktionsphase abbildet. Die zu minimierende Kostenfunktion enthält eine quadratische Abweichung vom Temperatur-Sollwert r_k sowie eine Regularisierung der Stellgrößenänderung:

$$\min_{u_1 \dots u_{N_u}} J = \sum_{k=0}^{N-1} \|r_k - y_k\|_Q^2 + \sum_{k=1}^{N_u} \|\mathbf{u}_k - \mathbf{u}_{k-1}\|_R^2 \quad (4.68)$$

unter den Nebenbedingungen:

$$\mathbf{x}_{k+1} = f(\mathbf{x}_k, \mathbf{u}_k, \mathbf{z}_k, T_s)$$

$$u_{min} \leq u \leq u_{max}$$

$$T_{Abs} \leq 1400 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$\mathbf{u}_k \leq Q_{solar}$$

Als Referenztemperatur r_k wurde ein Wert von $1420 \text{ }^\circ\text{C}$ an der bestrahlten Vorderseite des Absorbers gewählt. Dieser liegt bewusst geringfügig oberhalb der maximal zulässigen Grenztemperatur, um die Leistungsfähigkeit der Regelung energetisch auszureizen. Die Strahlungsleistung wurde konstant auf 323 kW gesetzt, was dem maximal möglichen Leistungseintrag des Solarfeldes entspricht. Die Einhaltung der Temperaturgrenzen wurde über harte Nebenbedingungen erzwungen.

Versuchsdurchführung Die Simulation erfolgte über eine feste Dauer von vier Stunden. In der Reduktionsphase wurde der Absorber zunächst auf eine Zieltemperatur aufgeheizt und gehalten, bis ein definierter mittlerer Reduktionsgrad $\bar{\delta}^*$ erreicht wurde. Anschließend erfolgte der Übergang in die Oxidationsphase: Die Bestrahlung wurde abgeschaltet, und Wasserdampf zur Wasserstoffproduktion in den Reaktor eingeleitet.

Zur Variation der Betriebsstrategie wurden Zielwerte für $\bar{\delta}^*$ im Bereich von $1 \cdot 10^{-3}$ bis $5 \cdot 10^{-3}$ in Intervallen von $3 \cdot 10^{-4}$ eingestellt. Alle Simulationen erfolgten mit einer hohen zeitlichen Auflösung (Abtastzeit 1 s), um insbesondere das dynamische Verhalten der Reaktionskinetik in der Reduktionsphase präzise abzubilden.

Abbildung 4.12 zeigt exemplarisch die zeitlichen Verläufe der wichtigsten Prozessgrößen während eines vollständigen Zyklus: Temperaturprofile, gemittelter Reduktionsgrad $\bar{\delta}$, Wasserstoff-Stoffstrom $\dot{n}_{H_2}$ sowie die eingebrachte Strahlungsleistung Q_R .

Die Darstellung verdeutlicht, dass der Reduktionsgrad $\bar{\delta}$ nach Beginn der Oxidationsphase zunächst leicht weiter ansteigt, bevor er mit Einsetzen der Wasserstoffproduktion deutlich abfällt. Dieses Verhalten unterstützt die Hypothese, dass der maximale Reduktionsgrad während der Reduktionsphase eng mit dem späteren Wasserstofftrag verknüpft ist.

Auswertungskriterien und Effizienzmetriken Zur quantitativen Bewertung der Simulationsläufe wurden die folgenden Zielgrößen je abgeschlossenem Zyklus i mit der Zyklusdauer t_{zyk} definiert:

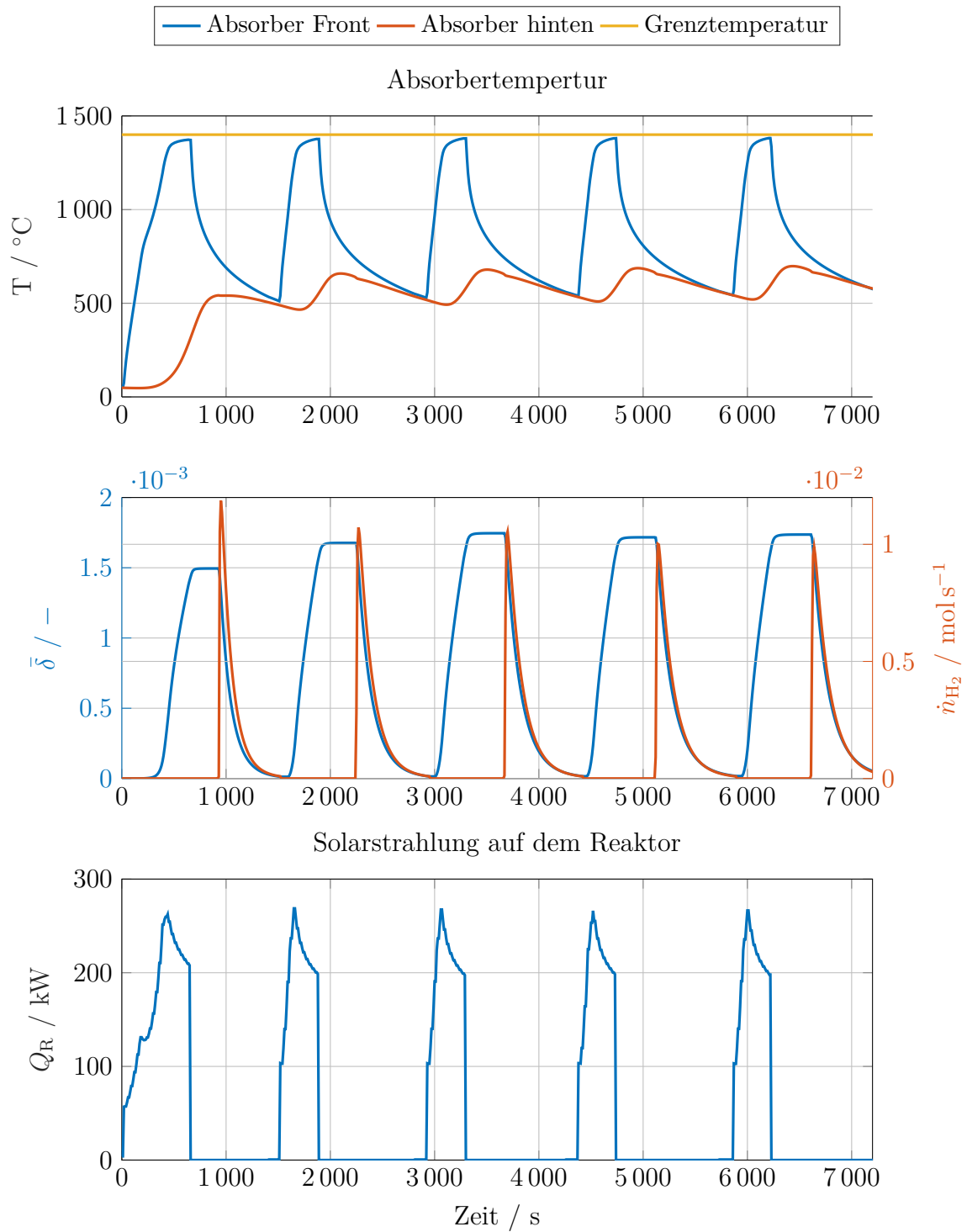


Abb. 4.12: Typischer Verlauf eines Reaktorzyklus mit wichtigen Größen: Temperatur, mittlerer Reduktionsgrad, erzeugter Wasserstoffstrom und Eingangsstrahlung

- Maximaler gemittelter Reduktionsgrad

$$\bar{\delta}_{\max,i} = \max_{t \in [0, t_{zyk}]} \bar{\delta}(t)$$

- Wasserstoffmenge

$$n_{\text{H}_2,i} = \int_0^{t_{zyk}} \dot{n}_{\text{H}_2}(t) dt$$

Darauf aufbauend wurden zwei Effizienzmetriken eingeführt, die die erzielten Resultate ins Verhältnis zum Energieeintrag durch solare Bestrahlung setzen:

$$\text{Wasserstoff-Effizienz: } \eta_{\text{H}_2,i} = \frac{n_{\text{H}_2,i}}{\int_0^{t_{zyk,i}} Q_{\text{R}}(t) dt} \quad (4.69)$$

$$\text{Reduktionsgrad-Effizienz: } \eta_{\bar{\delta},i} = \frac{\bar{\delta}_{\max,i}}{\int_0^{t_{zyk,i}} Q_{\text{R}}(t) dt} \quad (4.70)$$

Beide Kennzahlen quantifizieren die energetische Ausbeute der Reduktionsphase: Wie viel Wasserstoff bzw. welcher Reduktionsgrad lässt sich pro eingesetzter Energieeinheit erreichen?

Zusätzlich wurden Leistungsmetriken definiert, um die „Ertragsschnelligkeit“ unabhängig vom Energieeintrag zu bewerten:

$$\text{Ertragsleistung Wasserstoff: } P_{\text{H}_2} = \frac{n_{\text{H}_2,i}}{t_{\text{zykl},i}} \quad (4.71)$$

$$\text{Ertragsleistung Reduktion: } P_{\bar{\delta}} = \frac{\bar{\delta}_{\max,i}}{t_{\text{zykl},i}} \quad (4.72)$$

Bewertung der Parameterstudie Abbildung 4.13 stellt exemplarisch den Verlauf dieser Effizienz- und Leistungsgrößen über der Zeit für einen Zielwert von $\bar{\delta}_{\max}$.

Zum Ende einer Oxidationsphase werden die Bewertungsgrößen des Reaktorzyklus ausgewertet und als Sternpunkt markiert. Unterschiede in den Zykluslängen aufgrund variierender Zielreduktionsgrade wurden durch eine Näherungskurve (Spline-Interpolation) ausgeglichen, um eine Bewertung auf einer einheitlichen Zeitbasis zu ermöglichen.

Die Ergebnisse zeigen, dass höhere Zielwerte des Reduktionsgrads zunächst sowohl die Effizienz als auch den Wasserstofftertrag steigern. Ab einem bestimmten Niveau ist jedoch eine Sättigung dieser Effekte zu beobachten, insbesondere bei der Ertragsleistung. Dieser Effekt ist physikalisch gut nachvollziehbar: Mit zunehmendem Reduktionsgrad verlangsamt sich die Reaktionskinetik aufgrund der Temperaturbegrenzung, während der Energieeinsatz zur Kompensation thermischer Verluste hoch bleibt. Das führt zu

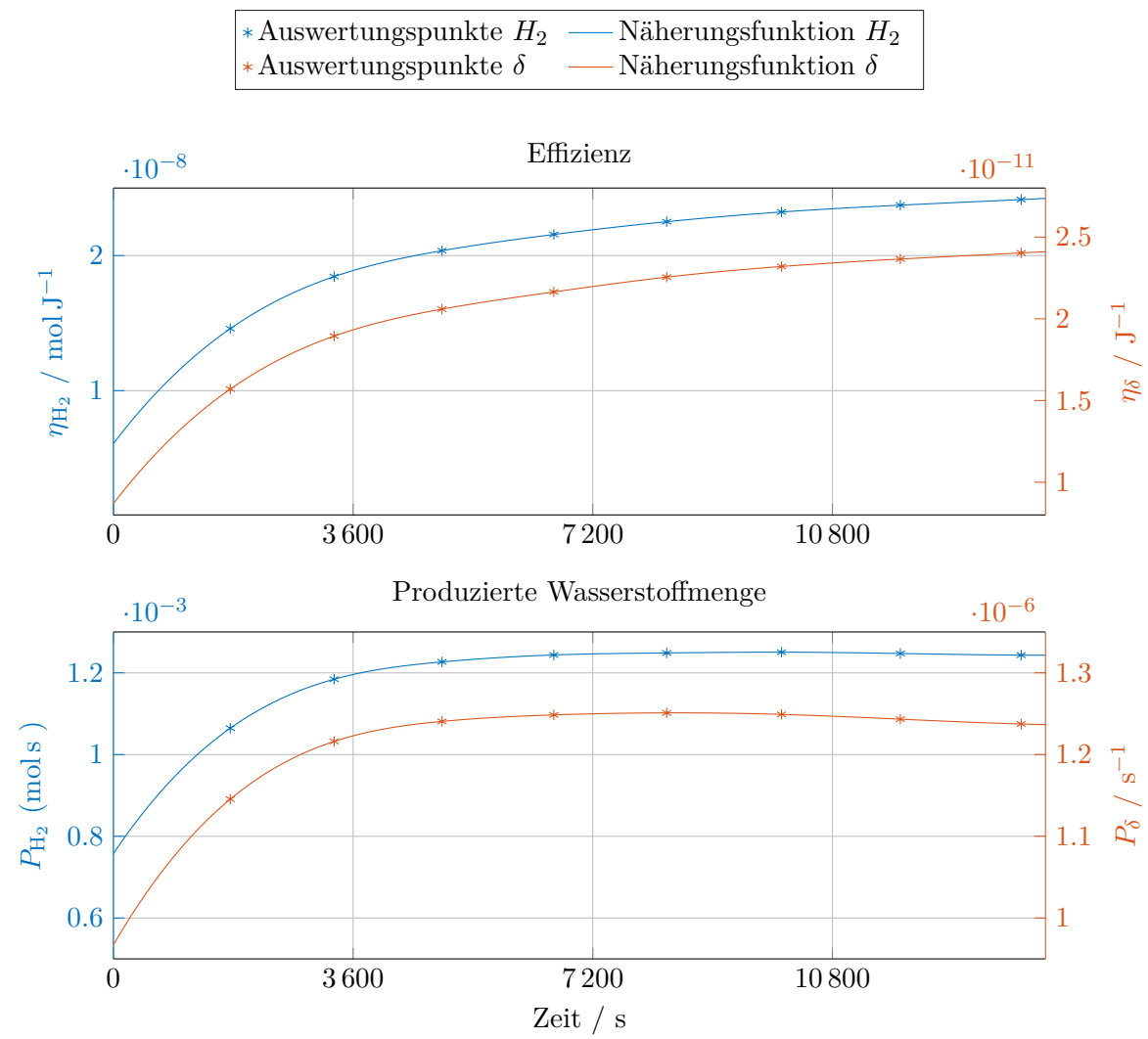


Abb. 4.13: Zeitlicher Verlauf von Effizienz und Ertragsleistung für ein Zielreduktionsniveau von $2,1 \cdot 10^{-4}$

einer sinkenden Energieeffizienz bei zu langen Bestrahlungsphasen. Gleichzeitig steigt die thermische Vorerwärmung des Reaktors über aufeinanderfolgende Zyklen an, wodurch der Energiebedarf für das erneute Aufheizen sinkt. Dieser Effekt wirkt kurzfristig positiv auf die Effizienz, wird jedoch durch die zunehmende Zyklusdauer wieder kompensiert, was die Leistungskennzahlen limitiert.

Für eine normierte Bewertung aller untersuchten Zielwerte wurde ein einheitlicher Betrachtungszeitpunkt von $t^* = 10\,800\text{ s}$ (3 h) gewählt. Abbildung 4.14 zeigt die interpolierten Effizienzen und Ertragsleistungen in Abhängigkeit vom mittleren Zielreduktionsgrad $\bar{\delta}^*$ zum Zeitpunkt t^* .

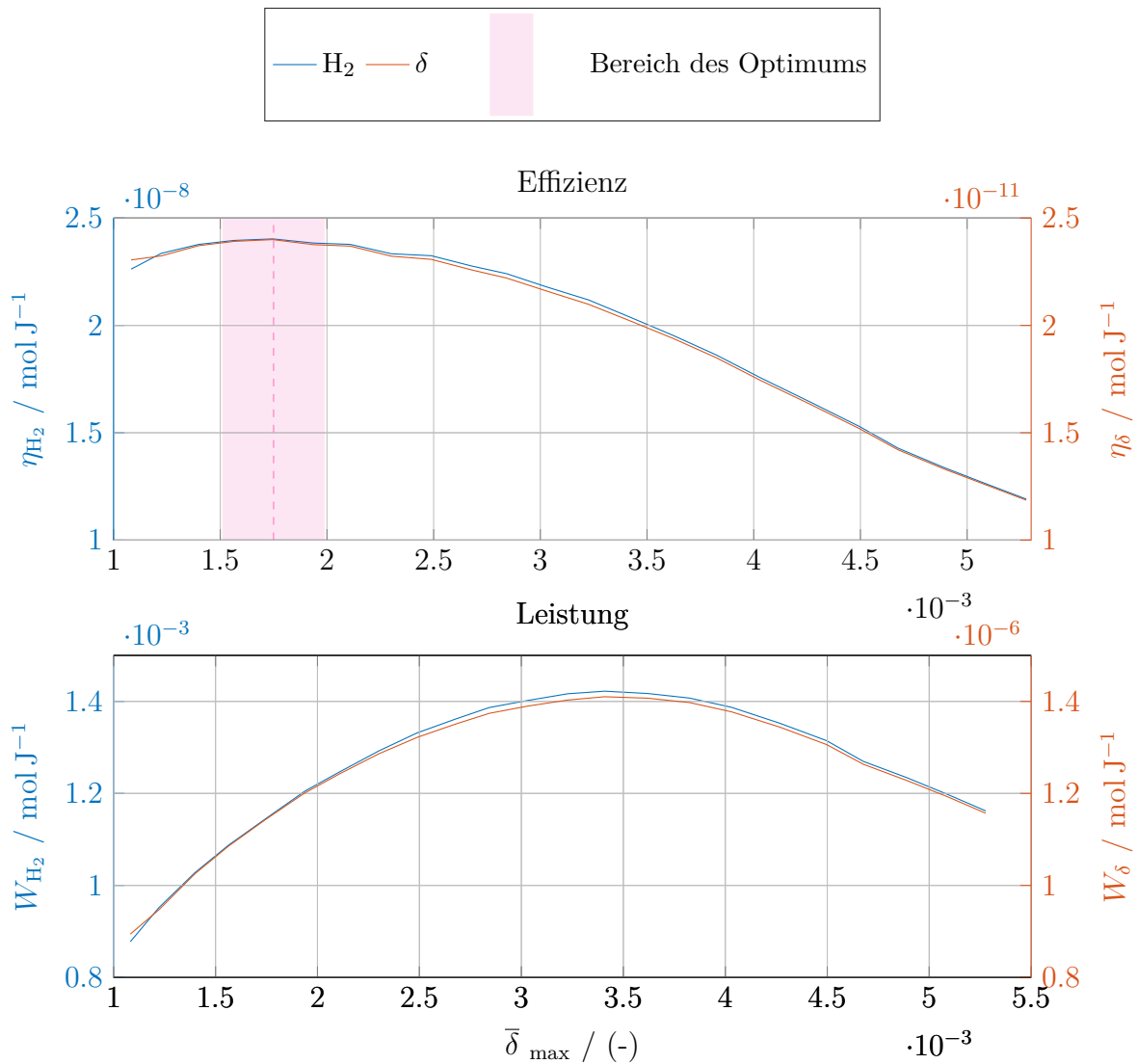


Abb. 4.14: Effizienz und Ertragsleistung in Abhängigkeit des mittleren Zielreduktionsgrads $\bar{\delta}_{\max}$

Die Analyse verdeutlicht, dass sowohl die Effizienz der Wasserstoffproduktion als auch die des Reduktionsgrads ein ausgeprägtes Maximum aufweisen. Beide Kennzahlen zeigen einen sehr ähnlichen Verlauf und erreichen ihr jeweiliges Optimum bei nahezu identischen Werten von $\delta_{\max}$. Dies bestätigt, dass der Reduktionsgrad eine geeignete Ersatzgröße darstellt, um bereits in der Reduktionsphase den späteren Wasserstofftertrag abzuschätzen – ein entscheidender Vorteil für die prädiktive Regelung, die in Echtzeit keine direkte Kenntnis der Oxidationsphase besitzt.

Auffällig ist jedoch, dass sich die Maxima der Ertragsleistungen im Vergleich zu den Effizienzen leicht verschieben. Dieser Unterschied lässt sich durch die jeweiligen Betriebsbedingungen erklären:

- Bei hoher Verfügbarkeit solarer Einstrahlung ist eine längere Bestrahlung sinnvoll, da ein höherer Reduktionsgrad direkt zu einem größeren Wasserstofftertrag führt.
- Ist die verfügbare Strahlungsleistung jedoch limitiert, etwa durch die gleichzeitige Versorgung mehrerer Reaktoren, rückt die optimale Energienutzung in den Vordergrund. In solchen Fällen sind kürzere, aber effizientere Zyklen vorteilhafter.

Die Ergebnisse der Parameterstudie liefern damit eine zentrale Grundlage für die Auslegung der Regelstrategie: Die MPR sollte in Abhängigkeit von der aktuellen Verfügbarkeit solarer Leistung zwischen einer ertragsmaximierenden und einer effizienzorientierten Betriebsweise umschalten können. Der mittlere Reduktionsgrad erweist sich dabei als geeigneter Regelparameter, der eine robuste, echtzeitfähige Prädiktion des Wasserstofftertrags erlaubt – ohne die komplexe Modellierung der Oxidationsphase explizit berücksichtigen zu müssen.

Untersuchung zum Prädiktionshorizont

In einer weiteren Vorstudie wurde analysiert, wie viele Reaktoren in der Modellprädiktion berücksichtigt werden müssen und über welchen Zeitraum das Systemverhalten vorhergesagt werden sollte, um eine fundierte Regelentscheidung zu ermöglichen. Ziel war es, einen geeigneten Kompromiss zwischen Modellkomplexität und Regelgüte zu finden, der eine echtzeitfähige Optimierung erlaubt.

Hierzu wurde das OCP für eine definierte Startkonfiguration der Reaktortemperaturen mehrfach gelöst, wobei sukzessive die Anzahl der berücksichtigten Reaktoren erhöht wurde. Abbildung 4.15 zeigt die von der MPR berechneten optimalen Verläufe für Szenarien mit einem, zwei und drei Reaktoren. Dargestellt sind jeweils die Temperaturen an der Absorbervorderseite, der gemittelte Reduktionsgrad sowie die auf die Reaktoren verteilte Strahlungsleistung. Die violette Kurve zeigt die Summe der Leistungen bzw. Zielgrößen aller betrachteten Reaktoren.

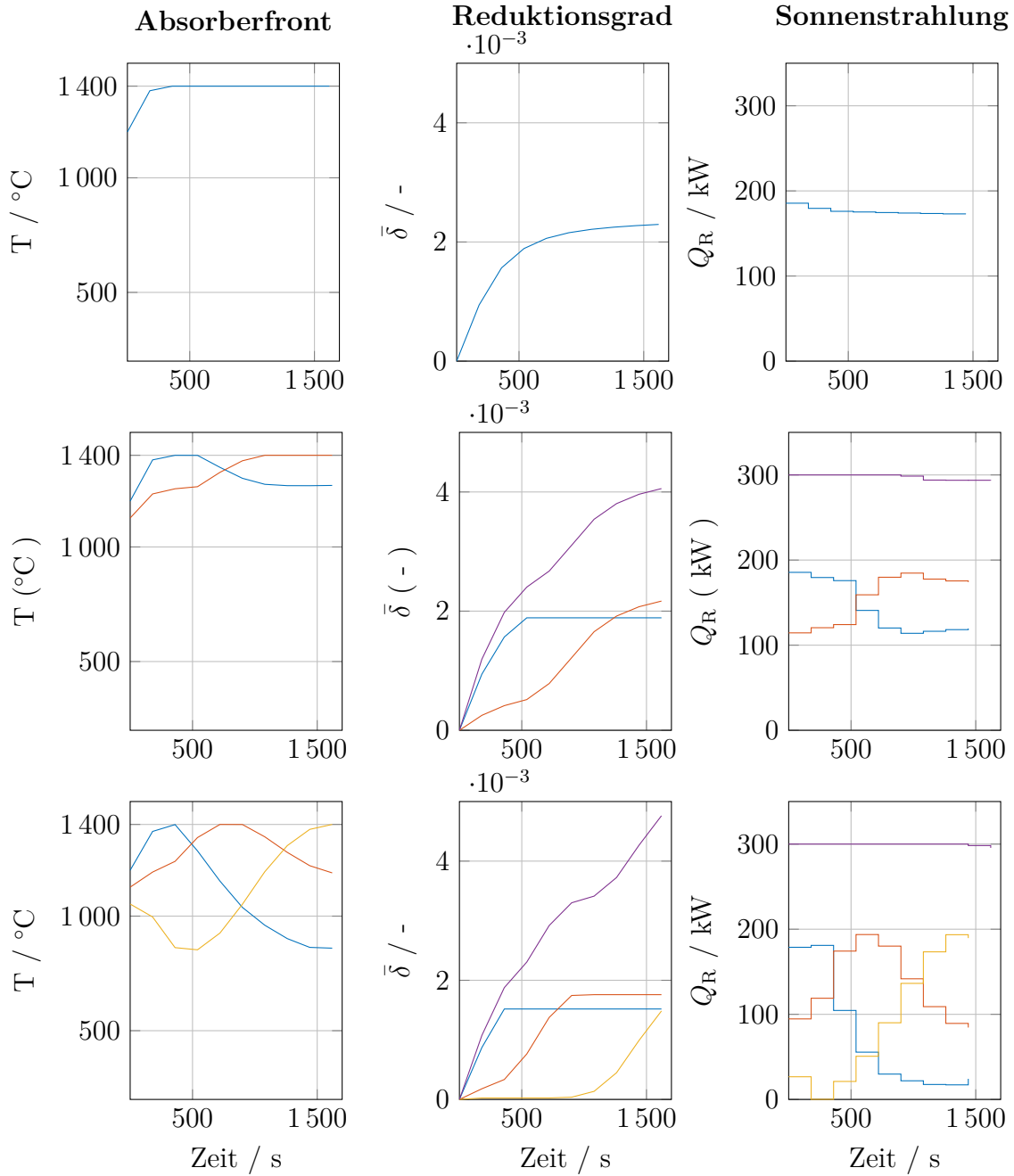


Abb. 4.15: Optimale Leistungsverteilung bei sukzessiv wachsender Anzahl berücksichtigter Reaktoren. Oben: ein Reaktor, Mitte: zwei Reaktoren, Unten: drei Reaktoren

Bei nur einem Reaktor wird die gesamte verfügbare Strahlungsleistung auf diesen fokussiert. Um die maximal zulässige Temperatur nicht zu überschreiten, wird die Bestrahlung nach einer gewissen Zeit reduziert. Erreicht die Absorberfront ihre Grenztemperatur, verlangsamt sich der Anstieg des Reduktionsgrads, der sich schließlich einer Sättigung annähert.

Wird ein zweiter Reaktor einbezogen, so erhält der erste Reaktor zunächst nahezu dieselbe Leistung wie zuvor. Die verbleibende, mit der Zeit zunehmende Restleistung wird dem zweiten Reaktor zugeführt, bis auch dieser seine maximale Temperatur erreicht. Anschließend erfolgt eine Reduktion der Gesamtleistung, wobei ein Teil der verfügbaren Energie ungenutzt bleibt.

Erst durch die Einbeziehung eines dritten Reaktors kann die vorhandene Einstrahlleistung vollständig genutzt werden: Der Regler priorisiert zunächst zwei Reaktoren, bevor – durch Freigabe der thermischen Aufnahmekapazität – auch der dritte Reaktor schrittweise eingebunden wird. Entscheidend ist dabei, dass die Reihenfolge der Aktivierung durch die jeweiligen Starttemperaturen beeinflusst wird: Reaktoren mit höherem thermischen Anfangsniveau werden bevorzugt behandelt, um die zulässige Aufheizrate optimal auszuschöpfen.

Erkenntnisse aus der Studie Die Ergebnisse zeigen, dass für ein realitätsnah vorgewärmtes System nach etwa 1500 s bis zu drei Reaktoren ihre maximal zulässige Temperatur erreichen und in der Reduktionsphase vollständig genutzt werden können. Daraus lässt sich ableiten, dass ein Prädiktionshorizont von mindestens 1500 s erforderlich ist, um alle relevanten Reaktoren mit Wirkung auf das Optimierungsziel innerhalb eines Regelzyklus sinnvoll berücksichtigen zu können.

Eine Erweiterung der Prädiktion auf mehr als drei Reaktoren bringt hingegen keinen zusätzlichen Nutzen. Diese würden innerhalb des betrachteten Horizonts ohnehin nicht bestrahlt, da die verfügbare Energie bereits durch die vorrangig behandelten Reaktoren ausgeschöpft wird. Eine darüber hinausgehende Einbindung würde lediglich die Komplexität des Optimierungsproblems erhöhen, ohne den Informationsgewinn oder die Regelgüte zu verbessern.

Diese Analyse bildet somit die Grundlage für die systematische Reduktion des Optimierungsproblems: Für eine echtzeitfähige MPR genügt es, den Prädiktionshorizont auf 1500 s zu begrenzen und maximal drei Reaktoren gleichzeitig zu berücksichtigen.

4.4.2 Aufstellung des Optimierungsproblems

Basierend auf den Ergebnissen der Voruntersuchungen wurde das finale Optimalsteuerungsproblem der MPR formuliert. Diese wurde um die Aufheizratenbegrenzung und

weiche Betriebsgrenzen erweitert. Ebenso wurde die Referenzgröße aufgrund der gestiegenen Anzahl an betrachteten Reaktoren erhöht. Es sei

$$\mathbf{w} = [\mathbf{u}_0, \dots, \mathbf{u}_9, \mathbf{s}_0, \dots, \mathbf{s}_9]^\top \quad (4.73)$$

mit $\mathbf{u}_k = [u_{k,1}, u_{k,2}, u_{k,3}]^\top$ und $\mathbf{s}_k = [s_{k,1}, s_{k,2}]^\top$ der Vektor aller Optimierungsgrößen. Dann lautet die Kostenfunktion:

$$\begin{aligned} \min_{\mathbf{w}} J = & \sum_{k=1}^{10} \left[\|r_k - \sum_n^3 \bar{\delta}_{k,n}\|_{\mathbf{Q}}^2 + \|s_k\|_{\mathbf{Q}_s}^2 + \|s_k\|_{\mathbf{Q}_{sl}}^2 \right] \\ & + \sum_{k=0}^9 \left[\|Q_{\text{ver}} - \sum_n^3 u_{k,n}\|_{\mathbf{R}}^2 + \|\Delta u_k\|_{\mathbf{R}_2}^2 \right] \end{aligned} \quad (4.74)$$

unter den Nebenbedingungen

$$\begin{aligned} \mathbf{x}_{k+1} &= \mathbf{F}(\mathbf{x}_k, \mathbf{u}_k, \mathbf{z}_k) \\ 0 &< \sum_{i=1}^3 u_{k,i} < Q_{\text{ver}} \\ T_{\text{front},k} &< 1400^\circ\text{C} + s_{k,1} \\ \frac{T_{\text{abs},k+1} - T_{\text{abs},k}}{T_s} &< 80^\circ\text{C}/\text{min} + s_{k,2} \\ s_k &\geq \mathbf{0} \end{aligned} \quad (4.75)$$

Diese Struktur wird wie folgt begründet:

- Der gemittelte Reduktionsgrad $\bar{\delta}$ in der Reduktionsphase wird als Ersatzgröße für den Wasserstofftrag n_{H_2} und somit als Regelgröße verwendet. Die Zielgröße wird durch die Summe der $\bar{\delta}$ über drei Reaktoren gebildet. Diese Anzahl wird gemäß den Voruntersuchungen als ausreichend erachtet.
- Als Referenzwert wurde ein konstanter Zielwert festgelegt, der leicht oberhalb des effizientesten Betriebs liegt. Dieser ergibt sich aus der Summe der drei Reduktionsgrade bei einem optimalen Betriebspunkt von $\bar{\delta}^* = 0,0017$ zu $r_k = 3 \cdot 0,0017 = 0,0051$ (vgl. Abbildung 4.14).
- Die sogenannten *Slack-Variablen* s_k erlauben es, Betriebsgrenzen weich zu formulieren. Sie werden als zusätzliche Optimierungsgrößen eingeführt und steigen unter Strafkosten an, sobald eine harte Grenze überschritten wird.
- Für das Prädiktionsmodell wurde eine Abtastzeit von 180 s und ein Prädiktionshorizont von 10 Schritten gewählt, was einem Gesamtprädiktionszeitraum von 1800 s entspricht. Diese Parametrierung übertrifft die ermittelte Minstdauer von 1500 s zur Abbildung relevanter Prozessschritte und schafft einen zusätzlichen Puffer, um verlängerte Aufheizphasen bei kühleren Reaktoren zuverlässig modellieren zu können. Der Aufruf der MPR erfolgt zyklisch mit einer Abtastfrequenz von 5 s.

Da die MPR ausschließlich die Leistung als Stellgröße beeinflussen kann und nur die Reduktionsphase betrachtet wird, wurde eine heuristische Umschaltlogik entwickelt. Diese ermittelt, abhängig vom aktuellen Zustand sowie vom Verhalten der MPR, den optimalen Zeitpunkt für den Phasenwechsel zwischen Reduktion und Oxidation.

Da stets nur drei Reaktoren in der MPR berücksichtigt werden, ist zudem eine weitere Heuristik erforderlich, die aus den fünf verfügbaren Reaktoren jene drei auswählt, die jeweils vorrangig bestrahlt werden sollen abhängig von ihrer Phase und ihrem Betriebszustand.

Heuristik zur Einleitung eines Phasenwechsels Abbildung 4.16 zeigt ein Ablaufdiagramm zur Erkennung und Steuerung des Phasenwechsels zwischen Reduktion und Oxidation.

Der Mechanismus für den Übergang von der Reduktions- in die Oxidationsphase basiert auf folgendem Prinzip: Die MPR priorisiert in ihrer Prädiktion einen Reaktor bei der solaren Bestrahlung, bis dieser einen vermeintlich optimalen Reduktionsgrad erreicht. Die verbleibende Strahlungsleistung wird unter Einhaltung der Betriebsgrenzen auf die anderen Reaktoren verteilt. Sobald die MPR einen alternativen Reaktor als energetisch vorteilhafter einstuft, erfolgt eine Umlagerung der Strahlungsressourcen.

In der Reduktionsphase initiiert die Heuristik die Oxidation dann unter zwei Bedingungen:

1. **Temperaturgesteuerter Auslöser:** Überschreitung der maximal zulässigen Temperatur von $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ an der Absorberfront *und* gleichzeitige Reduktion der Strahlungsleistung auf unter 10 % der verfügbaren Kapazität.
2. **Sicherheitsfall:** Überschreitung eines maximalen Reduktionsgrades $\delta_{\max}$.

Die Oxidationsphase wird beendet, sobald die Absorberfronttemperatur unter $900\text{ }^{\circ}\text{C}$ fällt.

Heuristik zur Auswahl von drei Reaktoren für die MPR Da die MPR immer nur drei Reaktoren gleichzeitig berücksichtigt, wird eine zweite heuristische Funktion benötigt. Diese wählt abhängig von der Reaktionsphase und den aktuellen Betriebszuständen drei Reaktoren aus. Abbildung 4.17 zeigt das Verfahren zur Sortierung und Auswahl.

Im ersten Schritt werden die Reaktoren nach ihrer aktuellen Reaktionsphase in zwei Gruppen aufgeteilt: Reduktion (rot) und Oxidation (grün). Danach folgt eine Sortierung der Reaktoren nach der Temperatur an der Absorberfront T_f . Dazu werden die geschätzten Zustände aus MDL-EKF verwendet.

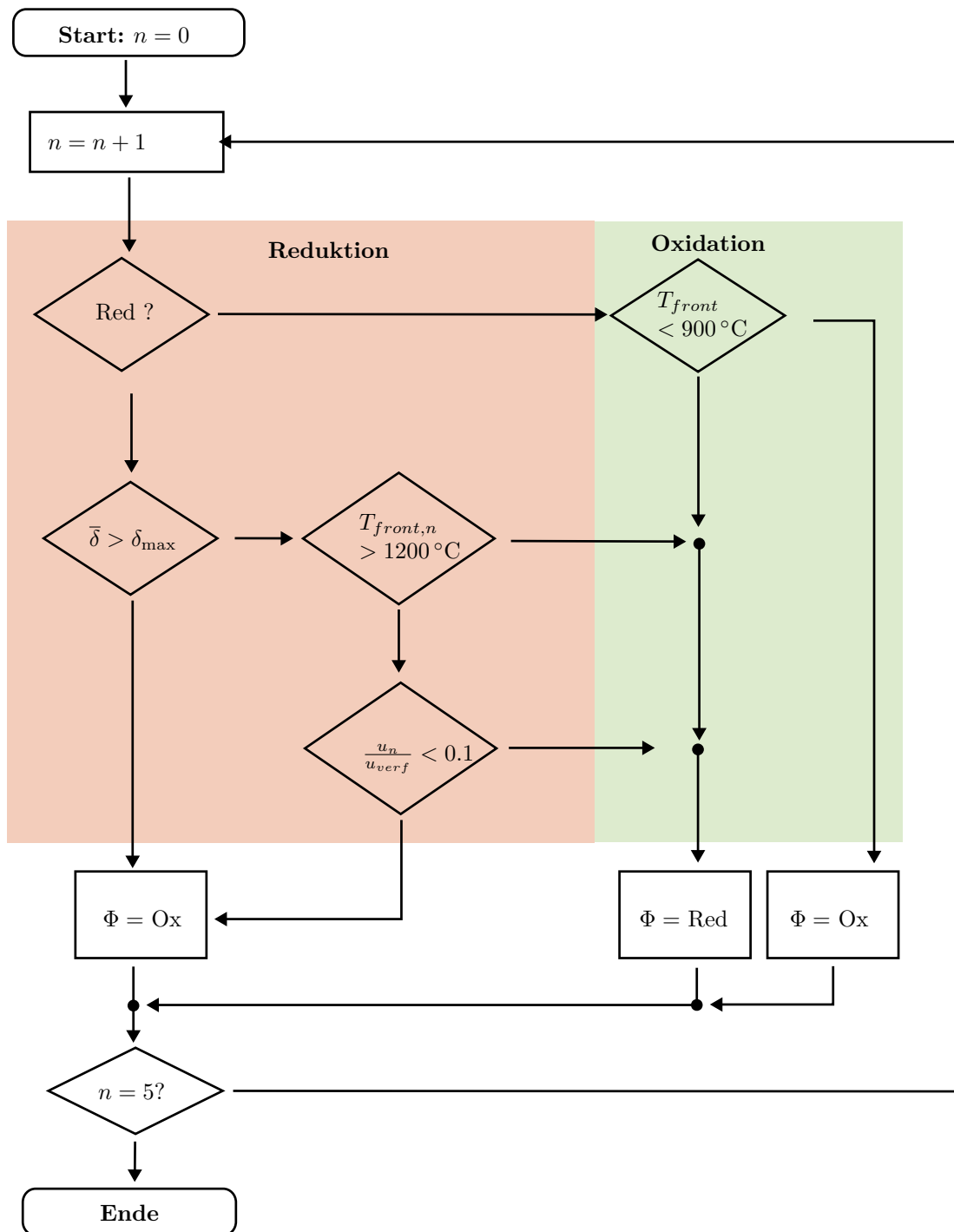


Abb. 4.16: Heuristik zur Einleitung eines Phasenwechsels

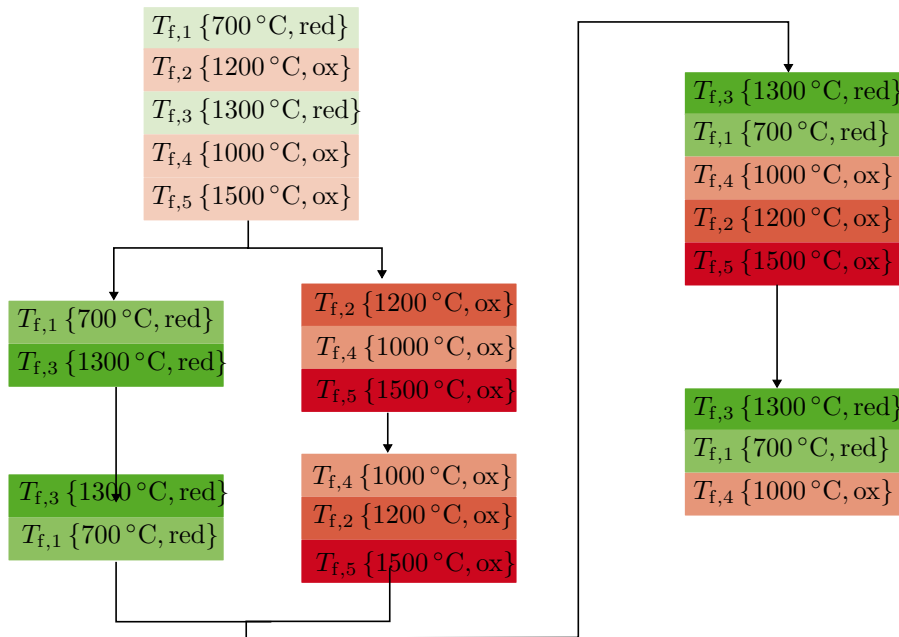


Abb. 4.17: Heuristik zur Sortierung und Auswahl von drei Reaktoren

- Reaktoren in der Reduktionsphase werden absteigend nach Temperatur sortiert. Höhere Temperaturen bedeuten, dass weniger Energie nötig ist, um den optimalen Zeitpunkt für den Phasenwechsel zu erreichen.
- Reaktoren in der Oxidationsphase werden aufsteigend sortiert mit dem Fokus auf eine schnelle Abkühlung. Die Wasserstoffproduktion beginnt bei Temperaturen unter etwa 900 °C. Je schneller ein Reaktor diese Schwelle unterschreitet, desto eher kann er wieder reduziert werden.

Anschließend werden beide Listen zusammengeführt, wobei Reaktoren in der Reduktionsphase Vorrang haben. Die ersten drei Reaktoren der kombinierten Liste werden der MPR zugewiesen.

Reaktoren, die sich in der Oxidationsphase befinden und von der MPR berücksichtigt werden, fließen nicht in die Kostenfunktion ein: Ihr Reduktionsgrad wird mit null multipliziert. Sie werden nicht bestrahlt, bis sie wieder in die Reduktionsphase wechseln. Aus der Perspektive der MPR sind diese Reaktoren in ihrer derzeitigen Phase also irrelevant. Dadurch stellt die MPR sicher, dass sie stets die drei Reaktoren auswählt, die den größten Einfluss auf den gesamten Reduktionsgrad haben oder am schnellsten wieder reduziert werden können. Es ist wichtig zu beachten, dass unter diesen drei ausgewählten Reaktoren keine weitere Priorisierung stattfindet; die MPR behandelt sie gleichwertig. Die Zuweisung der Leistung zu den einzelnen Reaktoren erfolgt ausschließlich optimierungsbasiert.

Falls überschüssige Leistung zur Verfügung steht und Reaktoren in der Reduktionsphase

aufgeheizt werden können, erhalten die übrigen Reaktoren die minimale Leistung eines geregelten Reaktors. Auf diese Weise kann die gesamte überschüssige Leistung genutzt werden. Da die Temperatur dabei geringer ist, bleibt garantiert, dass die Betriebsgrenzen nicht überschritten werden.

4.4.3 Simulation des geregelten Mehrreaktorsystems

Im ersten Schritt wurde eine Simulation aufgebaut, in der die MPR fünf virtuelle Reaktoren regelt. Im Unterschied zur realen Architektur (vgl. Abbildung 4.6) wurde die Systemumgebung für diese Voruntersuchung bewusst vereinfacht: Die Module WoBas und STRAL wurden durch eine konstant verfügbare Nettogleistung von 300 kW ersetzt, um gezielt das Regelverhalten isoliert zu analysieren. Abbildung 4.18 zeigt den reduzierten Aufbau. Da die verfügbare Bestrahlungsleistung im Modell exakt umgesetzt wird, entfällt

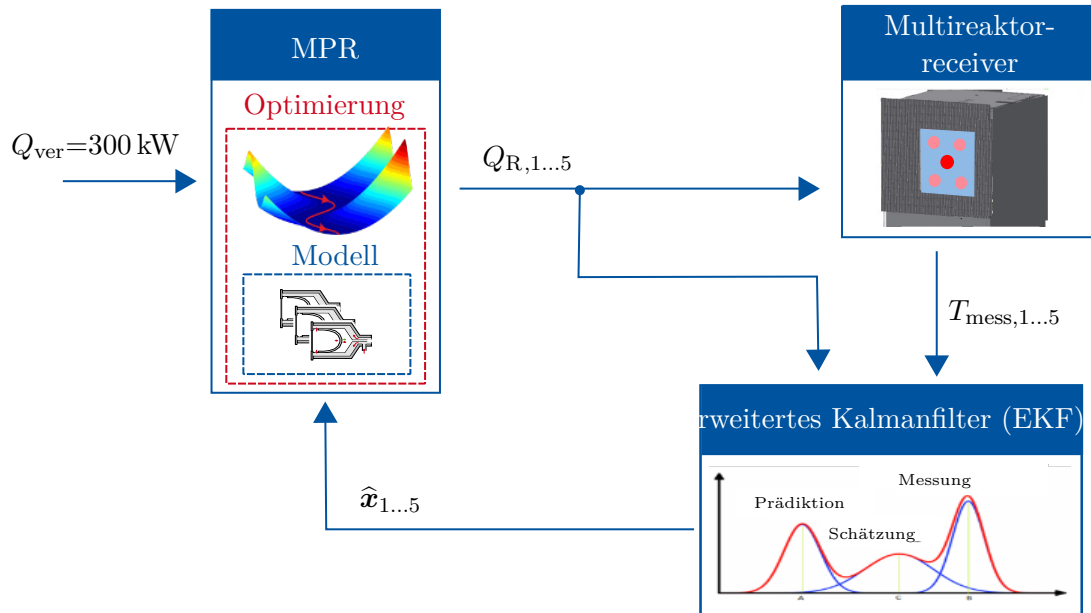


Abb. 4.18: Reduzierter Simulationsaufbau zur Regelung eines Multireaktor-Receivers

die Notwendigkeit zur Korrektur durch die geschätzte Störgröße d im Beobachtermodell. Die Ergebnisse der zweistündigen Simulation sind in Abbildung 4.19 dargestellt.

Die fünf Reaktoren sind farblich differenziert dargestellt. Die magentafarbene, gestrichelte Linie markiert die maximale zulässige Temperatur von 1400 °C, während der rote Bereich im Reduktionsgrad die zuvor identifizierte Effizienzoptimum-Zone (vgl. Abbildung 4.14) kennzeichnet. In der untersten Grafik ist die kumulierte Wasserstoffproduktion sowie der jeweilige Beitrag der Reaktoren über die Zeit abgebildet.

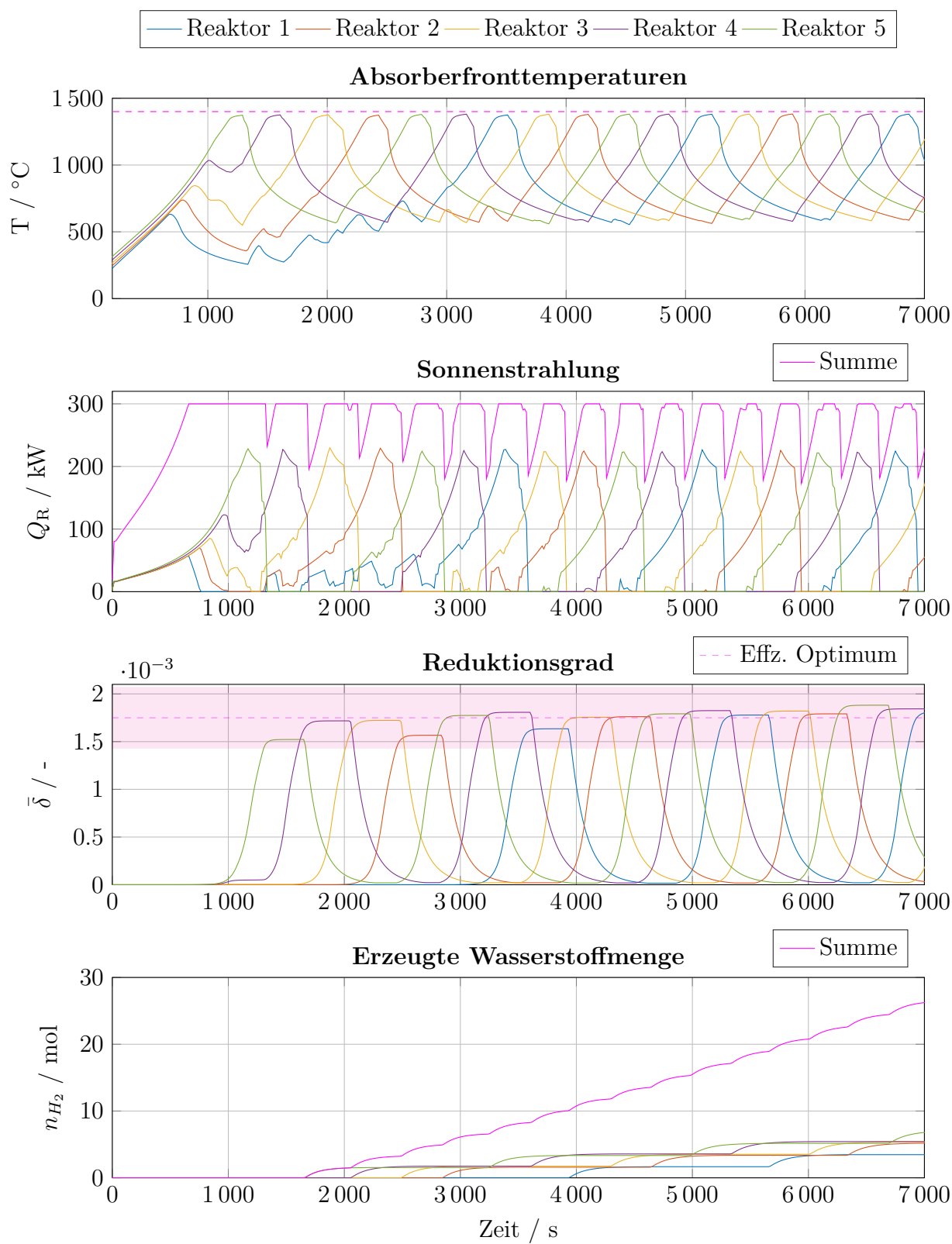


Abb. 4.19: Simulation eines geregelten Betriebs mit fünf Reaktoren

Die Ergebnisse zeigen, dass die MPR die verfügbare Strahlungsleistung dynamisch verteilt und schrittweise unterschiedliche Reaktoren in die Reduktionsphase überführt. Dabei wird stets darauf geachtet, thermische Grenzwerte einzuhalten. So wird die Strahlungsleistung nicht vollständig auf einen einzelnen Reaktor konzentriert, sondern frühzeitig auf weitere Reaktoren verteilt. Dieses Verhalten ergibt sich aus der aktiven Nebenbedingung zur maximalen Aufheizrate: Die Reaktoren werden nur so schnell aufgeheizt, wie es die zulässige Temperaturänderung erlaubt.

Auffällig ist, dass die Grenztemperatur bewusst nicht vollständig ausgereizt wird. Stattdessen nähert sich die Regelung diesem Wert konservativ an. In der Frühphase (erste 700s) erfolgt die Aufheizung besonders vorsichtig. Dieses Verhalten ist auf vereinfachte Modellannahmen in der MPR zurückzuführen, welche bewusst zugunsten eines robusten und grenzwertsicheren Betriebs konservativ parametrisiert wurden.

Mit steigender Temperatur nehmen die Wärmeverluste durch Strahlung deutlich zu. Um die Aufheizung weiter fortzusetzen, wird daher zunehmend mehr Strahlungsleistung benötigt. Sobald die Gesamtkapazität von 300 kW ausgeschöpft ist, priorisiert die MPR jenen Reaktor, der am weitesten fortgeschritten ist – in diesem Fall Reaktor 5. Die anderen Reaktoren kühlen in dieser Zeit leicht ab oder werden vorübergehend nicht weiter versorgt.

Sobald Reaktor 5 seinen optimalen Reduktionsgrad erreicht, wird die Bestrahlung reduziert, und Reaktor 4 rückt in der Priorisierung nach. Kurz darauf aktiviert die Regelung eine definierte Heuristik, die den Reaktor in die Oxidationsphase überführt. Dadurch wird Leistung für andere Reaktoren frei, die nun verstärkt aufgeheizt werden. Die Reaktionsdynamik wird durch diese zyklische Umschaltung elegant in die Optimierung integriert.

Besonders hervorzuheben ist der Verlauf des mittleren Reduktionsgrads. Dieser zeigt, dass die Regelung die Reaktoren systematisch im Bereich des zuvor identifizierten Effizienzoptimums betreibt. Damit bestätigt die Simulation die analytischen Erkenntnisse aus Abschnitt 4.4.1 und unterstreicht die Konsistenz des gewählten Regelkriteriums.

Nach der Anfahrphase stabilisieren sich die thermischen Zustände, und es stellt sich ein nahezu konstanter Wasserstoffstrom ein. Die MPR gewährleistet dabei nicht nur einen sicheren Betrieb im Rahmen aller Nebenbedingungen, sondern maximiert zugleich die nutzbare Ausbeute unter den gegebenen Ressourcen.

Fazit Unter idealisierten Simulationsbedingungen demonstriert die MPR eindrucksvoll ihre Fähigkeit, den Betrieb eines Multireaktor-Receivers effizient, sicher und stabil zu steuern. Die Ergebnisse legen eine robuste Basis für die Erprobung unter realen Bedingungen, insbesondere in Kombination mit einem physikalisch betriebenen Heliostatenfeld, wie im nächsten Abschnitt beschrieben wird.

4.5 Demonstration der Regelung unter realen Bedingungen

Im letzten Schritt der Arbeit wurde die MPR unter realen Einsatzbedingungen am Solarturm Jülich erprobt. Ziel war es, das entwickelte Regelungskonzept in einer hybriden Umgebung zu demonstrieren, bei der reale Einstrahlungsdaten mit virtuellen Reaktormodellen verknüpft werden.

4.5.1 Versuchsaufbau und Rahmenbedingungen

Die Versuchsanordnung bestand aus vier virtuellen Reaktoren, die über separate Attrappen bestrahlt wurden. Der zentrale reale Reaktor stand zum Zeitpunkt der Tests noch nicht vollständig zur Verfügung und wurde daher nicht aktiv in die Regelung eingebunden. Die Bestrahlung der Attrappen erfolgte durch das reale Heliostatenfeld; die dort auftreffende Einstrahlung wurde gemessen und diente als Eingangsgröße für die virtuelle Simulation der Reaktoren.

Zur Messung der Strahlungsleistung kam eine Kombination aus Radiometern und einem kamerabasierten Flussdichtemesssystem (FMAS) zum Einsatz. Während das Radiometer die Strahlungsdichte an einem Punkt erfasste, sollte das FMAS die räumliche Verteilung über eine gesamte Attrappe aufzeichnen. Die Fusion beider Systeme erlaubt es, die gesamte Leistung durch Skalierung der FMAS-Daten mit dem Radiometersignal zu rekonstruieren.

Da nicht alle Komponenten zum Versuchsbeginn verfügbar oder voll funktionsfähig waren, ergaben sich folgende Einschränkungen:

- Der reale Reaktor war noch nicht einsatzbereit, sodass die Regelung ausschließlich anhand der virtuellen Reaktoren getestet wurde.
- Das FMAS lieferte keine stabilen Daten, sodass nur die punktuelle Radiometermessung zur Schätzung der Leistung verwendet werden konnte.
- Aufgrund begrenzter Heliostatenverfügbarkeit und vorsichtiger Betriebseinschränkungen (z.B. Begrenzung der Strahlungsdichte) wurde das verfügbare Leistungsniveau skaliert, um repräsentative Tests zu ermöglichen.

Abbildung 4.20 stellt im schon bekannten Wirkungsplan die ausgetauschten und skalierten Wärmeströme im Zusammenhang dar, wobei zugunsten der Einfachheit die Signale nur für einen Reaktor angezeigt werden. Für die Bestimmung dieser Skalierungsfaktoren wurden Kalibrierungsmessungen durchgeführt, die in folgendem Abschnitt beschrieben werden.

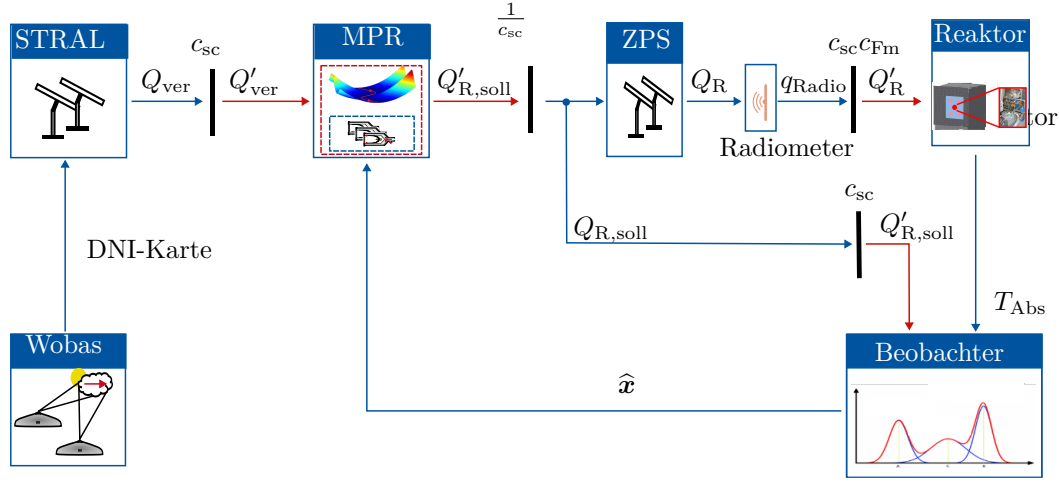


Abb. 4.20: Wärmestrahlungsschema des Multireaktor-Receivers. Blau: reale Größen, Rot: skalierte virtuelle Größen.

4.5.2 Kalibrierung der Strahlungsleistung

Zur Kompensation des fehlenden FMAS wurde ein Kalibrierfaktor c_{Fm} eingeführt, um aus dem Radiometersignal q_{Radio} die tatsächliche Strahlungsleistung Q_R zu rekonstruieren:

$$Q_R = q_{Radio} c_{Fm} \quad (4.76)$$

Die Bestimmung von c_{Fm} erfolgte durch Abgleich mit der von STRAL berechneten verfügbaren Nettostrahlungsleistung Q_{ver} . In einer Phase stabiler Sonneneinstrahlung wurden sämtliche Heliostaten auf eine Reaktorattrappe fokussiert, um so möglichst konstante Messwerte beider Systeme aufzunehmen (vgl. Abbildung 4.21). Der Kalibrierfaktor c_{Fm} wurde daraus wie folgt berechnet:

$$c_{Fm} = q_{Radio}^+ Q_{ver}, \quad (4.77)$$

mit

$$q_{Radio}^+ = \left(q_{Radio}^T q_{Radio} \right)^{-1} q_{Radio}^T \quad (4.78)$$

der Pseudoinverse von q_{Radio} . Durch die Verwendung der Pseudoinversen wird implizit eine quadratische Mittelung des Kalibrierfaktors über die Messreihe vorgenommen.

Da in den Versuchen nur ein Teil des Heliostatenfeldes verwendet werden konnte, wurde die Eingangsleistung für die virtuellen Reaktoren mit einem zusätzlichen Skalierungsfaktor c_{sc} anschließend auf den Zielwert von 323 kW korrigiert. Ausgehend vom maximal gemessenen Wert der verfügbaren Strahlungsleistung $Q_{ver,max}$ wurde der Skalierungsfaktor wie folgt definiert:

$$c_{sc} = \frac{323 \text{ kW}}{Q_{ver,max}} \quad (4.79)$$

Die skalierten Eingangleistungen für die MPR und einen virtuellen Reaktor ergaben sich so zu:

$$Q'_{\text{ver}} = Q_{\text{ver}} c_{\text{sc}}, \quad Q'_R = Q_R c_{\text{sc}} c_{\text{Fm}} \quad (4.80)$$

4.5.3 Versuch ohne Strahlungskorrektur

Im ersten Feldtest am 16.10.2023 wurde die MPR unter realen Einstrahlungsbedingungen mit 80 aktiven Heliostaten erprobt. Die Korrektur der Strahlungsabweichungen durch das EKF war deaktiviert, um die Genauigkeit der Strahlungssteuerung isoliert zu bewerten. Die verwendeten Simulationsparameter sind in Tabelle 4.7 aufgeführt.

Tabelle 4.7: Versuchsparameter für Demonstration ohne Strahlungskorrektur

Anzahl Heliostaten	80
c_{Fm}	402 m ²
c_{sc}	13

Abbildung 4.22 zeigt die zentralen Ergebnisse: Die obere Grafik stellt die Temperaturverläufe der virtuellen Reaktoren an der Absorberfront dar, die unteren Grafiken vergleichen die summierte Soll- und Ist-Leistung mit der verfügbaren Strahlungsleistung.

Die MPR nutzt das verfügbare Energiepotenzial in großen Teilen aus; geringfügige Unterschreitungen treten auf, um Temperaturänderungsraten zu begrenzen. Allerdings zeigen sich deutliche Abweichungen zwischen Soll- und Ist-Leistung von bis zu 60 %, was auf die geringe Aktualisierungsrate der Leistungsverteilung (nur alle 30 s) im Vergleich zur Sensorabtastung (1 s) zurückzuführen ist.

Diese Diskrepanz wirkt sich unmittelbar auf die Temperaturregelung aus. Obwohl die Absorbertemperaturen stark schwanken, wird die Grenztemperatur von 1400 °C nicht

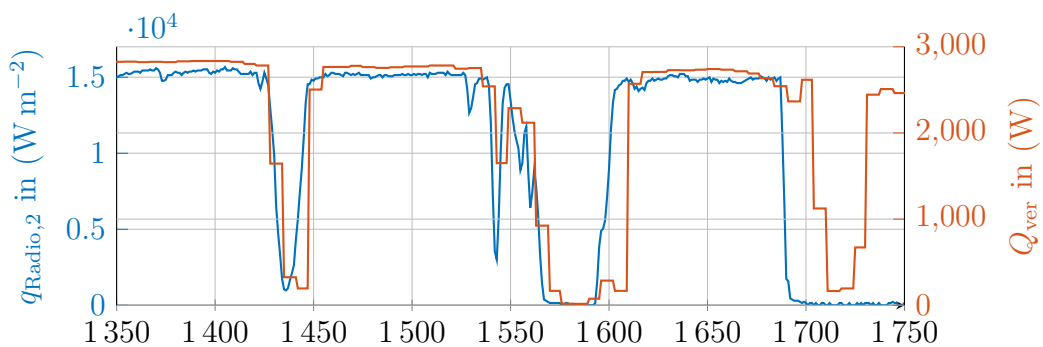


Abb. 4.21: Kalibrierungsmessung der verfügbaren Strahlungsleistung und der Radiometerwerte

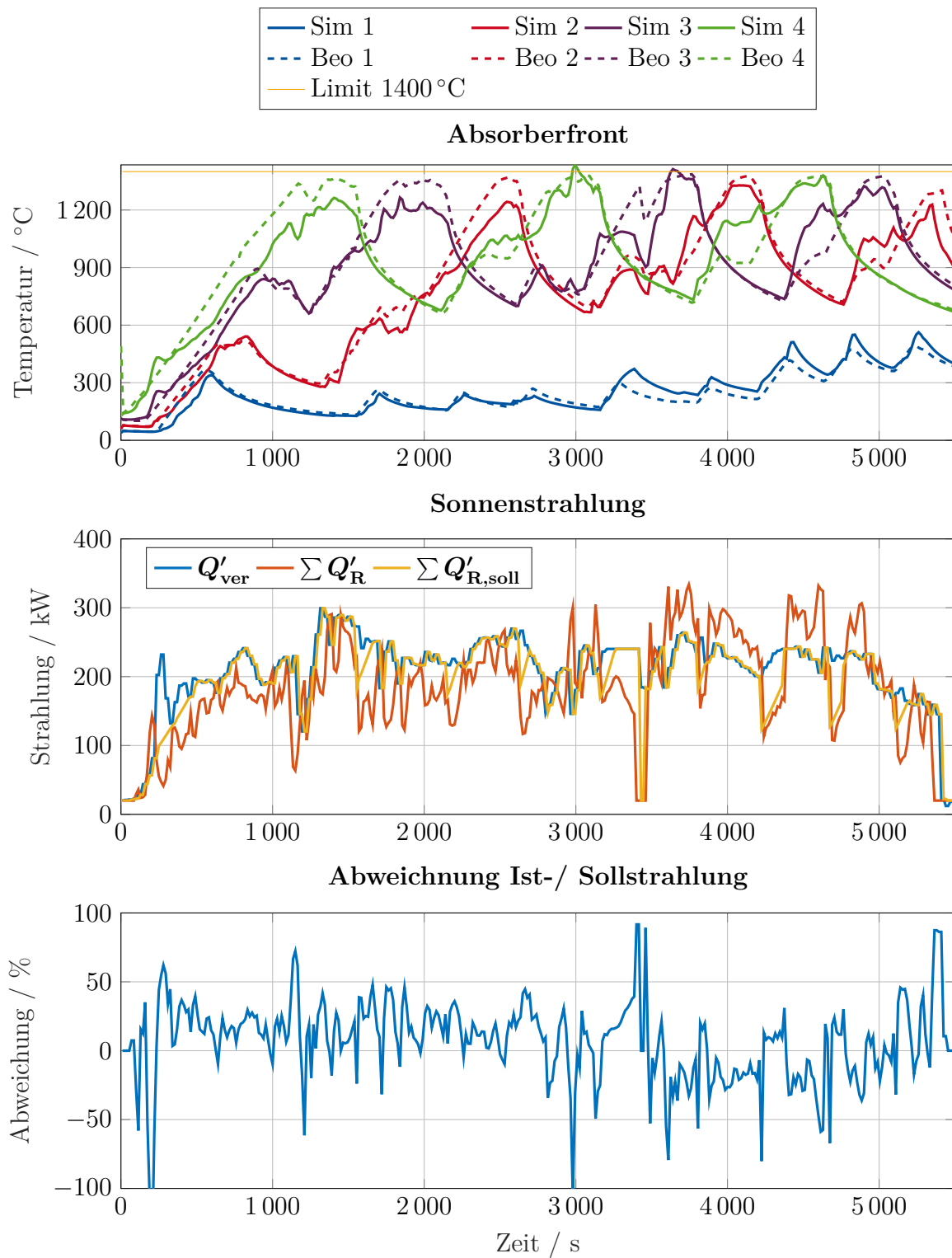


Abb. 4.22: Demonstration der Regelung am 16.10.2023 mit realer Strahlung von 80 Heliostaten

überschritten. Das System verhält sich dadurch konservativ, agiert jedoch suboptimal in Bezug auf Ausnutzung der thermischen Kapazitäten.

Abbildung 4.23 zeigt den Verlauf der Reduktionsgrade der virtuellen Reaktoren. Während die geschätzten Zustände zielgerichtet an das Effizienzoptimum (vgl. Abbildung 4.14) herangeführt werden, bleibt der tatsächliche Reduktionsgrad in mehreren Fällen hinter dem Ziel zurück – mit direkten Auswirkungen auf die Wasserstoffausbeute.

Die Ursache liegt in der unvollständigen Umsetzung der geforderten Strahlungsleistungen. Abbildung 4.24 zeigt die Leistungsverläufe je Reaktor im Vergleich zur Vorgabe. Die zugehörigen mittleren Abweichungen sind in Tabelle 4.8 dokumentiert. Im Mittel beträgt der Fehler rund 20 % pro Reaktor. Die geringste Abweichung zeigt Reaktor 1, der im Versuch am wenigsten bestrahlt wurde.

Tabelle 4.8: Mittlere Fehler der Strahlungssteuerung je Reaktor

Reaktor	1	2	3	4
Mittlerer quadratischer Fehler	9 %	21 %	21 %	20 %

Fazit Die Demonstration ohne Strahlungskorrektur belegt die grundsätzliche Funktionsfähigkeit der MPR unter realen Bedingungen, offenbart jedoch auch die Limitierungen bei fehlender Rückführung der tatsächlichen Einstrahlung. Die starken Abweichungen zwischen Soll- und Ist-Leistung beeinträchtigen sowohl die Temperaturregelung als auch die erreichbaren Reduktionsgrade. Zwar bleiben sicherheitskritische Grenzüberschreitungen aus, allerdings agiert das System deutlich konservativer als notwendig zulasten der Effizienz und Wasserstoffproduktion.

Die Ergebnisse unterstreichen die Bedeutung einer kontinuierlichen Strahlungskorrektur. Erst durch die Einbeziehung des erweiterten Kalman-Filters zur Schätzung der realen Einstrahlung lassen sich die Potenziale der MPR im Grenzbetrieb vollständig ausschöpfen.

Die hier vorgestellte Demonstration stellt einen wichtigen Zwischenschritt dar, um die Anlage schrittweise unter realen Bedingungen zu erproben und Unsicherheiten gezielt zu isolieren. In einem weiteren Testlauf wurde die Störgrößenkorrektur durch die Störgröße **d** aktiviert, um die Regelgenauigkeit weiter zu erhöhen, wie im nächsten Abschnitt beschrieben wird.

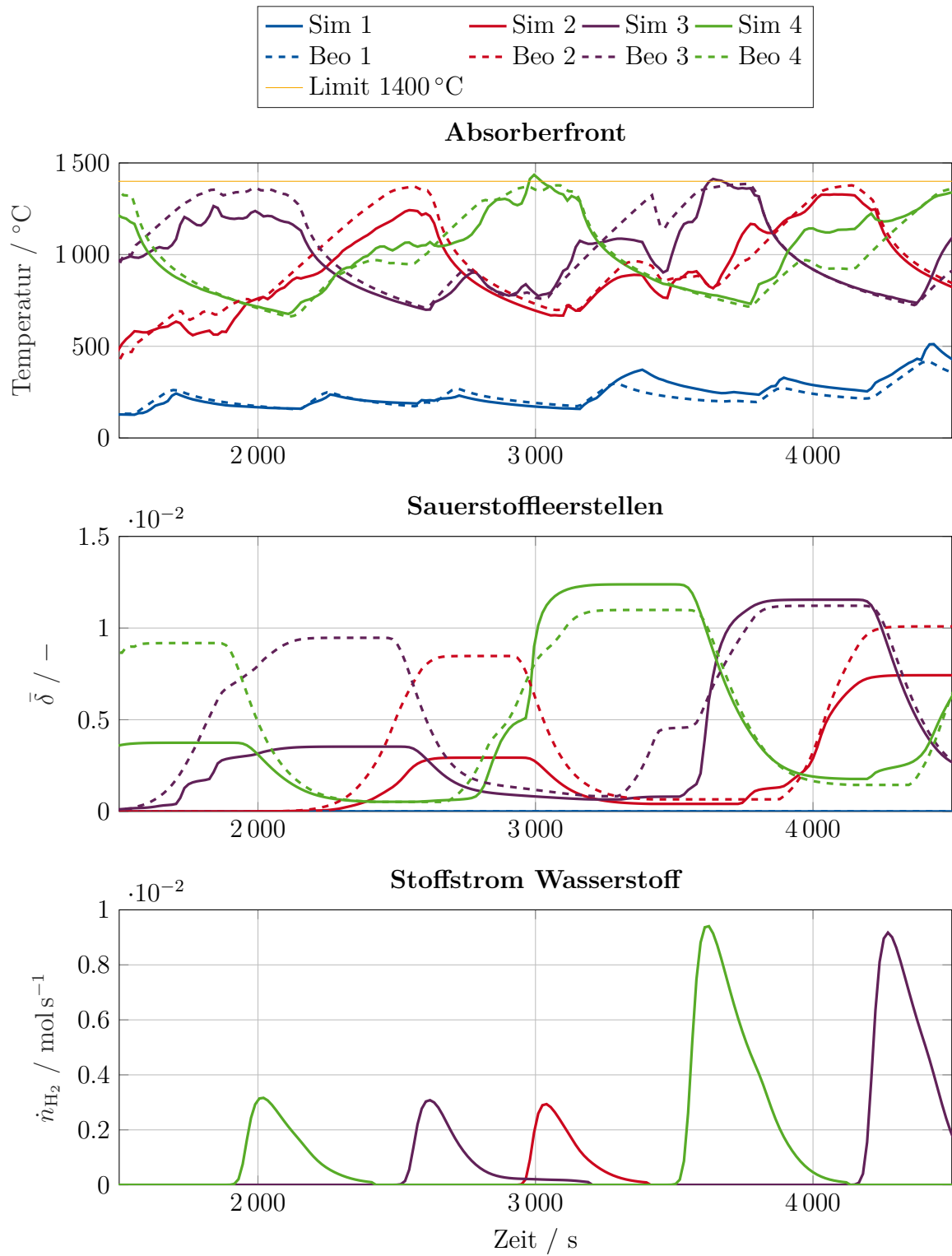


Abb. 4.23: Simulation von vier virtuellen Reaktoren mit realer Strahlung von 80 Heliostaten

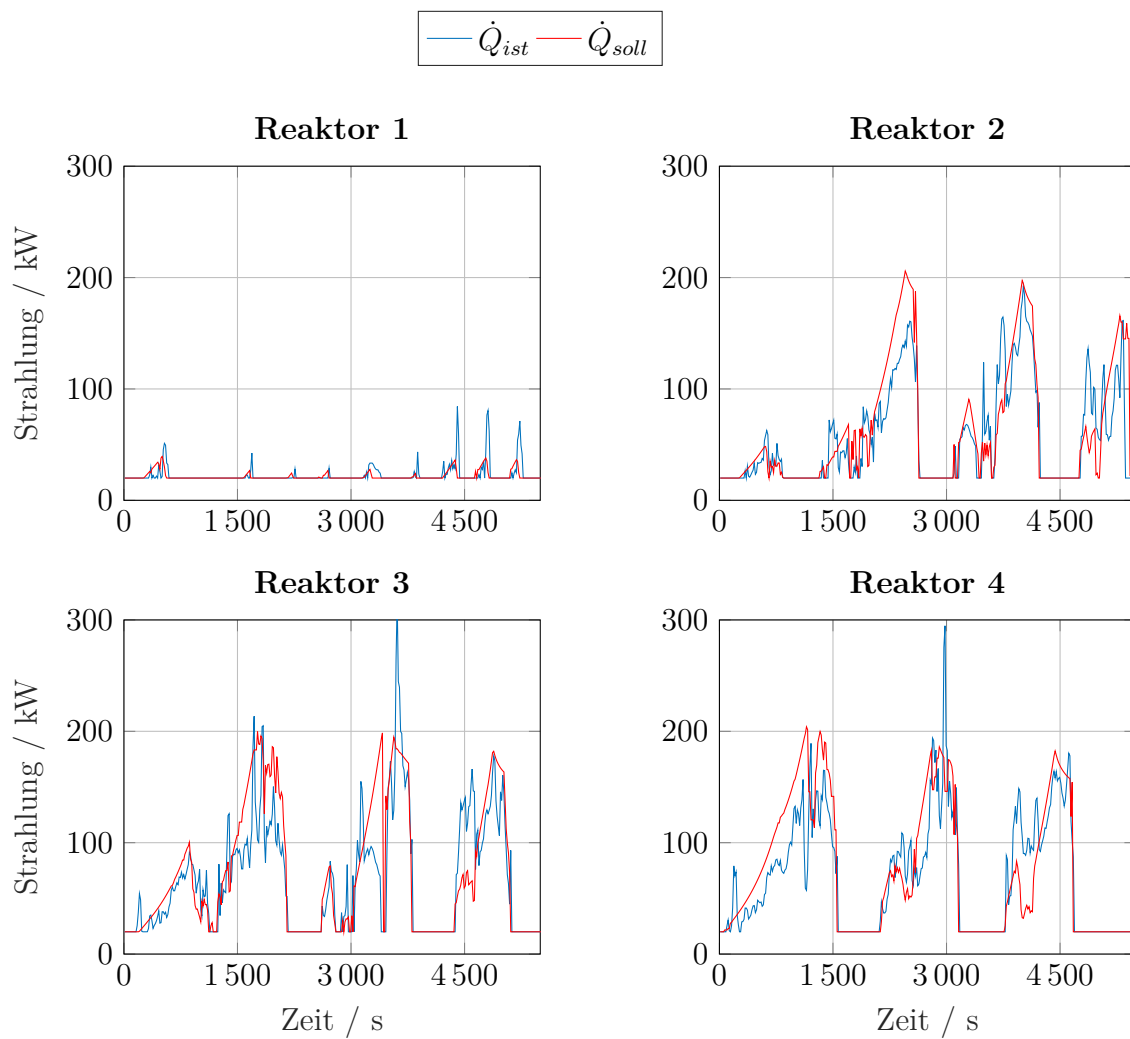


Abb. 4.24: Abweichung zwischen geforderter und tatsächlicher Strahlungsleistung

4.5.4 Versuch mit Strahlungskorrektur

Im Rahmen einer ergänzenden Testreihe (07.12.2023) wurde die Korrektur der geschätzten Strahlung im EKF aktiviert, nachdem zuvor der Einfluss unkompensierter Störgrößen untersucht worden war. Der Versuch musste aufgrund einer Leckage im Kühlsystem, die die Kühlung der Radiometer beeinträchtigte, vorzeitig abgebrochen werden. Die bis dahin aufgezeichneten Ergebnisse sind in Abbildung 4.25 dargestellt.

Wie zu erwarten, konnte die Sollstrahlung auch in diesem Versuch nicht vollständig umgesetzt werden. Obwohl die Abweichung zwischen Soll- und Iststrahlung in ähnlicher Größenordnung bestehen blieb, zeigt sich durch die Aktivierung der Störgrößenschätzung eine signifikante Verbesserung in der Zustandsrekonstruktion: Die vom EKF geschätzte Einstrahlleistung $\tilde{Q}_{R,4}$ für Reaktor 4 nähert sich seiner tatsächlichen Einstrahlung $Q'_{R,4}$ deutlich an. Diese Anpassung wirkt sich direkt auf die Genauigkeit der Temperatur- und Reduktionsgradabschätzung aus, sodass die geschätzten Zustände nun wesentlich näher an den simulierten Reaktorwerten verlaufen. Trotz ungenauer Umsetzung der Sollstrahlung gelingt es der MPR die Absorberfronttemperatur sehr gut zu schätzen und sie sehr nah an der Betriebsgrenze zu regeln.

Ein relevanter Aspekt ist dabei die verzögerte Wirkung der Korrekturmechanismen: Die Temperaturmessung erfolgt an Sensoren im Inneren des Absorbers, sodass die Auswirkungen von Einstrahländerungen zeitverzögert detektiert werden. Diese Verzögerung führt zunächst zu einem leichten Überschwingen der Temperaturkurve, bevor sich ein stabiler Verlauf einstellt. Die Korrektur zeigt sich insbesondere bei hohen Einstrahlleistungen wirksam, da größere Temperaturgradienten einen besseren Informationsgehalt für das Beobachtersystem liefern.

4.5.5 Zusammenfassung

Die Demonstration mit aktivierter Strahlungskorrektur unter realen Strahlungsbedingungen belegt das Verbesserungspotenzial der Störgrößenschätzung. Im Vergleich zum vorherigen Versuch ohne Korrektur konnte die Konsistenz zwischen Schätzung und Realität deutlich erhöht werden. Temperatur- und Reduktionsgradverläufe zeigten ein deutlich stabileres Verhalten, was letztlich zu einer präziseren Regelentscheidung beiträgt.

Trotz der eingeschränkten Versuchszeit und technischer Limitationen – insbesondere bei der Sensorik und Spiegelverfügbarkeit – ließ sich zeigen, dass die MPR auch unter nicht idealen Bedingungen robust agiert. Die Fähigkeit, selbst unter unsicheren Eingangsbedingungen ein stabiles, grenzwertnahes Betriebsverhalten zu erreichen, unterstreicht die praktische Relevanz des entwickelten Regelungskonzepts.

Eine vollständige Demonstration unter realen Betriebsbedingungen mit vollständigem Heliostatenfeld, optimierter Sensorik und aktiviertem realem Reaktor bleibt als nächster

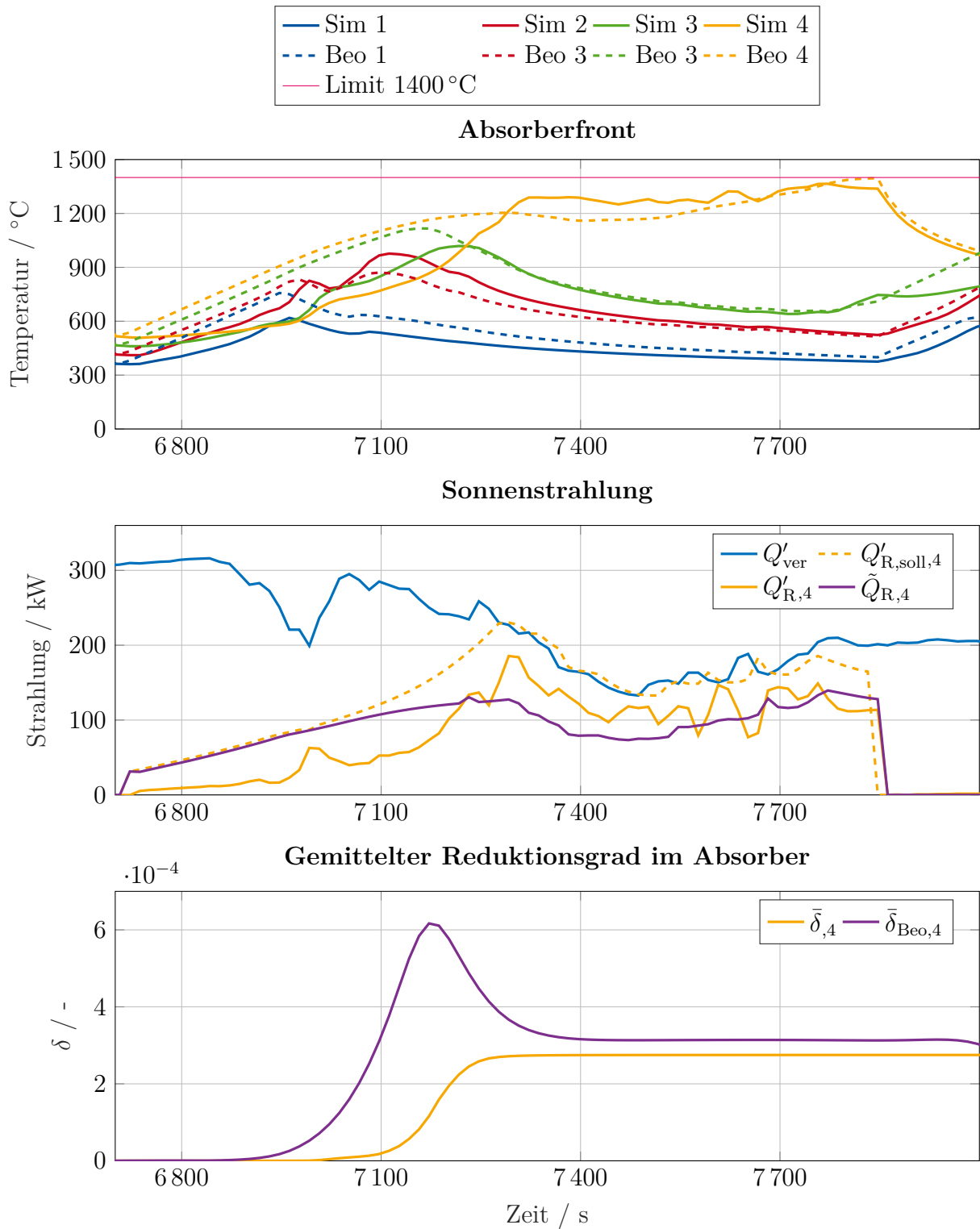


Abb. 4.25: Versuch vom 07.12.2023 mit aktivierter Strahlungskorrektur mithilfe des Störgrößenbeobachters

Schritt offen und wird voraussichtlich weitere Erkenntnisse zur Systemstabilität und zur Maximierung des Wasserstoffertrags liefern.

5 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Dissertation wurde die Eignung und Leistungsfähigkeit der Modellprädiktiven Regelung (MPR) für Solarturmkraftwerke systematisch untersucht. Die entwickelten Regelungsstrategien wurden für zwei unterschiedliche Receiverkonzepte erfolgreich angewendet: vollständig simulativ für einen Salzschnmelzereceiver zur Stromerzeugung und teilreal für einen Multireaktorreceiver zur solaren Wasserstoffproduktion.

Ziel war es, ein prädiktives Regelungskonzept zu entwerfen, das den hohen Anforderungen solarthermischer Systeme gerecht wird, insbesondere der Einhaltung strenger sicherheitstechnischer Grenzen bei gleichzeitig maximaler Nutzung der verfügbaren solaren Energie unter dynamischen Umweltbedingungen.

5.1 Zusammenfassung der zentralen Ergebnisse

Solarturmkraftwerke zeichnen sich durch hochkonzentrierte Strahlung und extreme thermische Bedingungen aus. Gleichzeitig ist die messtechnische Erfassung vieler sicherheitsrelevanter Größen, wie lokaler Filmschichttemperaturen oder absorbierter Flussdichten, nur eingeschränkt möglich. In der Praxis wird deshalb häufig mit konservativen Grenzwerten und heuristischen Schutzstrategien gearbeitet, was regelmäßig zu einer suboptimalen Energieausnutzung führt.

Die in dieser Arbeit entwickelte MPR adressiert diese Problematik durch die Einbettung physikalisch motivierter Modelle in eine prädiktive Regelungsstruktur. Sie ermöglicht die kontinuierliche Schätzung nicht messbarer Zustände, eine vorausschauende Bewertung möglicher Entwicklungen und die Optimierung der Stellgrößenverteilung über einen festen Zeithorizont.

Für den Salzschnmelzereceiver wurde ein echtzeitfähiges Modell entwickelt, das auf Basis der gemessenen Auslasstempertur Filmschichttemperaturen und absorbierte Wärmestromdichten rekonstruiert. Die MPR mit einem Prädiktionshorizont von 3 Minuten wurde in 34 simulierten Validierungsfällen (17 Wolkendurchläufe $\times$ 2 Receiverpfade) getestet und zeigte dabei gegenüber einem konventionellen PID-Regler mit Vorsteuerung und Sicherheitsmechanismen deutliche Vorteile:

- **Thermische Effizienz:** nahezu identisch (85,97 % gegenüber 85,96 %).
- **Regelgüte:** Reduktion der mittleren Abweichung von der Referenztemperatur um 45 % (15,3 K statt 27,4 K).
- **Grenzwertverletzungen (Filmschichttemperatur):** 0 % kritische Überschreitungen bei MPR, 88 % bei PID.
- **Grenzwertverletzungen (AFD):** keine bei MPR, bis zu 60 % Überschreitung bei PID in 55 % der Fälle.

Die Anwendung auf den Multireaktorreceiver stellte eine zusätzliche Herausforderung dar, da neben der thermischen auch ein chemisches nichtlineares Verhalten zu modellieren war. Durch gezielte Modellreduktion und geeignete Näherungen der Reaktionskinetik konnte ein prädiktives Modell mit einem Zeithorizont von 25 Minuten entwickelt werden. In einer umfassenden Parameterstudie wurde ein optimaler Zielbereich für den Reduktionsgrad identifiziert, der in der anschließenden Mehrreaktorregelung gezielt angesteuert wurde. Die MPR konnte unter Einhaltung sämtlicher Temperaturgrenzen eine dynamische Leistungsverteilung realisieren, die zu einem stabilen Wasserstofftrag führte.

Im praktischen Einsatz zeigte sich, dass die größte Unsicherheit nicht im Regelungskonzept selbst, sondern in der Umsetzung der Stellgrößen, konkret in der Genauigkeit der Strahlungsverteilung durch das Heliostatenfeld, liegt. Es traten mittlere Abweichungen von bis zu 20 % (Maximum 60 %) auf. Erst durch die Integration eines Störgrößenbeobachters im erweiterten Kalman-Filter konnten diese Abweichungen erfolgreich kompensiert werden.

5.2 Schlussfolgerungen und Perspektiven

Die MPR bietet nachweislich eine verbesserte Regelgüte, höhere Betriebssicherheit und effizientere Energienutzung gegenüber klassischen Verfahren, vorausgesetzt ein validiertes und echtzeitfähiges Modell liegt vor. Der damit verbundene Entwicklungsaufwand ist jedoch erheblich und erfordert tiefgehende domänenspezifische Kenntnisse.

Die größte praktische Herausforderung bleibt aktuell die fehlende Rückkopplung in der Steuerung des Heliostatenfeldes. Die begrenzte Genauigkeit bei der Umsetzung der Sollstrahlung stellt den wesentlichen limitierenden Faktor für das volle Potenzial der MPR dar.

Die Validierung des Referenzmodells in [82] weist darüber hinaus auf verbleibende Unsicherheiten hin, insbesondere in der Korrelation zwischen Modellvorhersage und realem Wasserstofftrag. Zukünftige Arbeiten könnten daher hybride Ansätze verfolgen, bei denen physikalische Modelle durch datengetriebene Methoden, etwa maschinelles

Lernen, ergänzt werden. Solche Verfahren könnten genutzt werden, um systematische Modellfehler zu korrigieren oder schwer modellierbare Phänomene wie Strahlungsverluste besser vorherzusagen.

Ferner wurde die MPR bisher nur für eine begrenzte Anzahl von Reaktoren implementiert. Für eine wirtschaftlich relevante Nutzung ist jedoch eine Skalierung auf deutlich größere Reaktorarrays erforderlich. Zukünftige Arbeiten könnten daher untersuchen, inwieweit die MPR auch bei einer Vielzahl parallel betriebener Reaktoren leistungsfähig bleibt und wie sich Skaleneffekte auf Rechenzeit, Regelgüte und Systemstabilität auswirken.

Langfristig hat die modellprädiktive Regelung das Potenzial, zu einem integralen Bestandteil der Betriebsführung solarthermischer Kraftwerke zu werden, insbesondere angesichts zunehmender Volatilität der Einstrahlung und wachsender Anforderungen an Automatisierung, Effizienz und Sicherheit.

A Anhang

A.1 Numerische Integrationsverfahren

Dieser Anhang gibt einen Überblick über numerische Integrationsverfahren zur Lösung gewöhnlicher Differentialgleichungen. Die Verfahren lassen sich häufig durch ein sogenanntes Butcher-Tableau beschreiben, das insbesondere für die Familie der Runge-Kutta-Verfahren charakteristisch ist. Die Beschreibung folgt der Darstellung in [42].

Allgemeine Form des Butcher-Tableaus

Ein allgemeines Runge-Kutta-Verfahren mit s Stufen lässt sich durch folgendes Butcher-Tableau beschreiben:

$$\begin{array}{c|ccc} c_1 & a_{11} & \cdots & a_{1s} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ c_s & a_{s1} & \cdots & a_{ss} \\ \hline & b_1 & \cdots & b_s \end{array}$$

Dabei bezeichnen:

- a_{ij} : Gewichtung der Zwischensteigungen,
- b_j : Gewichtung zur Berechnung von x_{k+1} ,
- $c_i = \sum_{j=1}^s a_{ij}$: Zeitpunkte innerhalb eines Zeitschritts.

Explizite Verfahren erfüllen $a_{ij} = 0$ für $j \geq i$, implizite Verfahren erlauben beliebige a_{ij} .

Implizites Euler-Verfahren (als einfaches RK-Verfahren)

Das implizite Euler-Verfahren ist ein Runge-Kutta-Verfahren erster Ordnung mit einem impliziten Stufenausdruck. Das zugehörige Butcher-Tableau lautet:

$$\begin{array}{c|c} 1 & 1 \\ \hline & 1 \end{array}$$

Die diskrete Integrationsvorschrift ergibt sich zu:

$$x_{k+1} = x_k + T_s \cdot f(t_k + T_s, x_{k+1}) \quad (\text{A.1})$$

Klassisches Runge-Kutta-Verfahren (RK4)

Das klassische RK4-Verfahren ist ein explizites Verfahren vierter Ordnung. Es verwendet vier Funktionsauswertungen pro Schritt. Das Butcher-Tableau lautet:

$$\begin{array}{c|cccc} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{1}{2} & 0 & \frac{1}{2} & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ \hline & \frac{1}{6} & \frac{1}{3} & \frac{1}{3} & \frac{1}{6} \end{array}$$

Die Näherung des nächsten Zustands erfolgt über die gewichtete Summe der Zwischensteigungen k_i :

$$x_{k+1} = x_k + \frac{T_s}{6}(k_1 + 2k_2 + 2k_3 + k_4)$$

A.2 Temperaturverhalten der Reaktorisolierung

Aus der instationären Wärmeleitungsgleichung in zylindrischen Koordinaten

$$\rho_{\text{Iso}} c_{\text{Iso}} \frac{\partial T_{\text{Iso}}}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \lambda_{\text{Iso}} \frac{\partial T_{\text{Iso}}}{\partial r} \right) \quad (\text{A.2})$$

folgt nach einer räumlichen Diskretisierung die gewöhnliche Differentialgleichungen:

$$\frac{\pi(r_a^2 - r_i^2)}{2} \rho_{\text{Iso}} c_{\text{Iso}} \frac{dT_{\text{Iso}}}{dt} = 2\pi \lambda_{\text{Iso}} \left[\left(r \frac{\partial T_{\text{Iso}}}{\partial r} \right) \Big|_{r_a} - \left(r \frac{\partial T_{\text{Iso}}}{\partial r} \right) \Big|_{r_i} \right] \quad (\text{A.3})$$

Durch Auswertung der Temperaturgradienten an den Rändern $r = r_i$ und $r = r_a$ resultieren die Temperaturen zu:

1. Internes Element (Knoten j)

Für ein Kontrollvolumen zwischen $r_{j-\frac{1}{2}}$ und $r_{j+\frac{1}{2}}$:

$$\rho_{\text{Iso}} c_{\text{Iso}} \cdot \underbrace{\pi (r_{j+\frac{1}{2}}^2 - r_{j-\frac{1}{2}}^2)}_{V_j} \frac{dT_j}{dt} = 2\pi \lambda_{\text{Iso}} r_{j+\frac{1}{2}} \frac{T_{j+1} - T_j}{r_{j+1} - r_j} - 2\pi \lambda_{\text{Iso}} r_{j-\frac{1}{2}} \frac{T_j - T_{j-1}}{r_j - r_{j-1}}$$

Vereinfacht:

$$\frac{dT_j}{dt} = \frac{2\lambda_{\text{Iso}}}{\rho_{\text{Iso}} c_{\text{Iso}} (r_{j+\frac{1}{2}}^2 - r_{j-\frac{1}{2}}^2)} \left[r_{j+\frac{1}{2}} \frac{T_{j+1} - T_j}{\Delta r_+} - r_{j-\frac{1}{2}} \frac{T_j - T_{j-1}}{\Delta r_-} \right] \quad (\text{A.4})$$

wobei $\Delta r_+ = r_{j+1} - r_j$ und $\Delta r_- = r_j - r_{j-1}$.

2. Innerer Rand ($j = 1$, $r = r_i$)

Konvektiver Wärmestrom vom Fluid im Inneren:

$$\rho_{\text{Iso}} c_{\text{Iso}} \cdot \pi (r_{1+\frac{1}{2}}^2 - r_i^2) \frac{dT_1}{dt} = 2\pi \lambda_{\text{Iso}} r_{1+\frac{1}{2}} \frac{T_2 - T_1}{r_2 - r_1} + 2\pi r_i \alpha_{\text{in}} (T_{\text{in}} - T_1)$$

Vereinfacht:

$$\frac{dT_1}{dt} = \frac{2\lambda_{\text{Iso}} r_{1+\frac{1}{2}}}{\rho_{\text{Iso}} c_{\text{Iso}} (r_{1+\frac{1}{2}}^2 - r_i^2)} \frac{T_2 - T_1}{r_2 - r_1} + \frac{2r_i \alpha_{\text{in}}}{\rho_{\text{Iso}} c_{\text{Iso}} (r_{1+\frac{1}{2}}^2 - r_i^2)} (T_{\text{in}} - T_1) \quad (\text{A.5})$$

3. Äußerer Rand ($j = n, r = r_a$)

Konvektion zur Umgebungstemperatur:

$$\rho_{\text{Iso}} c_{\text{Iso}} \cdot \pi \left(r_a^2 - r_{n-\frac{1}{2}}^2 \right) \frac{dT_n}{dt} = -2\pi r_a \alpha_{\text{Iso}} (T_n - T_U) - 2\pi \lambda_{\text{Iso}} r_{n-\frac{1}{2}} \frac{T_n - T_{n-1}}{r_n - r_{n-1}}$$

Vereinfacht:

$$\frac{dT_n}{dt} = - \frac{2r_a \alpha_{\text{Iso}}}{\rho_{\text{Iso}} c_{\text{Iso}} \left(r_a^2 - r_{n-\frac{1}{2}}^2 \right)} (T_n - T_U) - \frac{2\lambda_{\text{Iso}} r_{n-\frac{1}{2}}}{\rho_{\text{Iso}} c_{\text{Iso}} \left(r_a^2 - r_{n-\frac{1}{2}}^2 \right)} \frac{T_n - T_{n-1}}{r_n - r_{n-1}} \quad (\text{A.6})$$

Hinweise

- Geometrische Positionen: $r_{j+\frac{1}{2}} = \frac{r_j + r_{j+1}}{2}$
- Volumen: $V_j = \pi \left(r_{j+\frac{1}{2}}^2 - r_{j-\frac{1}{2}}^2 \right)$
- Randbedingungen für α_{in} : Kann aus der Nusselt-Zahl des Volumenstroms berechnet werden

Literatur

- [1] ABANADES, S. ; CHARVIN, P. ; FLAMANT, G. ; NEVEU, P.: Screening of Water-Splitting Thermochemical Cycles Potentially Attractive for Hydrogen Production by Concentrated Solar Energy. In: *Energy* 31. Nr. 14 (Nov. 2006), S. 2805–2822. DOI: 10.1016/j.energy.2005.11.002.
- [2] ABEL, D.: *Umdruck zur Vorlesung Regelungstechnik und Ergänzungen (Höhere Regelungstechnik)*. 47. Auflage. Aachen: Verlagshaus Mainz, 2023. 504 S.
- [3] AGRAFIOTIS, C. ; ROEB, M. ; SATTLER, C.: A Review on Solar Thermal Syngas Production via Redox Pair-Based Water/Carbon Dioxide Splitting Thermochemical Cycles. In: *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 42 (Feb. 2015), S. 254–285. DOI: 10.1016/j.rser.2014.09.039.
- [4] ANDERSSON, J. A. E. ; GILLIS, J. ; HORN, G. ; RAWLINGS, J. B. ; DIEHL, M.: CasADi: A Software Framework for Nonlinear Optimization and Optimal Control. In: *Mathematical Programming Computation* 11. Nr. 1 (März 2019), S. 1–36. DOI: 10.1007/s12532-018-0139-4.
- [5] AUGSBURGER, G. ; FAVRAT, D.: Modelling of the Receiver Transient Flux Distribution Due to Cloud Passages on a Solar Tower Thermal Power Plant. In: *Solar Energy* 87 (Jan. 2013), S. 42–52. DOI: 10.1016/j.solener.2012.10.010.
- [6] BARÃO, M. ; LEMOS, J. ; SILVA, R.: Reduced Complexity Adaptive Nonlinear Control of a Distributed Collector Solar Field. In: *Journal of Process Control* 12. Nr. 1 (Jan. 2002), S. 131–141. DOI: 10.1016/S0959-1524(01)00003-8.
- [7] BAYKARA, S.: Hydrogen Production by Direct Solar Thermal Decomposition of Water, Possibilities for Improvement of Process Efficiency. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 29. Nr. 14 (Nov. 2004), S. 1451–1458. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2004.02.014.
- [8] BEGHI, G.: A Decade of Research on Thermochemical Hydrogen at the Joint Research Centre, Ispra. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 11. Nr. 12 (1986), S. 761–771. DOI: 10.1016/0360-3199(86)90172-2.
- [9] BELHOMME, B. ; PITZ-PAAL, R. ; SCHWARZBÖZL, P. ; ULMER, S.: A New Fast Ray Tracing Tool for High-Precision Simulation of Heliostat Fields. In: *Journal of Solar Energy Engineering* 131. Nr. 3 (1. Aug. 2009), S. 031002. DOI: 10.1115/1.3139139.

- [10] BELHOMME, B. ; PITZ-PAAL, R. ; SCHWARZBÖZL, P.: Optimization of Heliostat Aim Point Selection for Central Receiver Systems Based on the Ant Colony Optimization Metaheuristic. In: *Journal of Solar Energy Engineering* 136. Nr. 1 (1. Feb. 2014), S. 011005. DOI: 10.1115/1.4024738.
- [11] BENITEZ, D. ; BUCK, R. ; DERSCH, J. ; HENNECKE, K. ; HIRSCH, T. ; KRÜGER, D. ; LÜPFERT, E. ; O’SULLIVAN, M. ; PFAHL, A. ; PITZ-PAAL, R. ; RICHTER, C. ; ROEB, M. ; SCHLIERBACH, A. ; STENGLER, J. ; WIEGHARDT, K.: *Solar_thermal_power_plants_DLR_2021-05*. German Aerospace Center (DLR) Institute of Solar Research, 2021.
- [12] BERBERICH, J. ; KÖHLER, J. ; MÜLLER, M. A. ; ALLGÖWER, F.: Data-Driven Model Predictive Control: Closed-Loop Guarantees and Experimental Results. In: *at - Automatisierungstechnik* 69. Nr. 7 (27. Juli 2021), S. 608–618. DOI: 10.1515/auto-2021-0024.
- [13] BILLINGS, S. A.: *Nonlinear System Identification: NARMAX Methods in the Time, Frequency, and Spatio-Temporal Domains*. 1. Aufl. Wiley, 23. Juli 2013. DOI: 10.1002/9781118535561.
- [14] BRADSHAW, R. ; DAWSON, D. ; DE LA ROSA, W. ; GILBERT, R. ; GOODS, S. ; HALE, M. ; JACOBS, P. ; JONES, S. ; KOLB, G. ; PACHECO, J. ; PRAIRIE, M. ; REILLY, H. ; SHOWALTER, S. ; VANT-HULL, L.: *Final Test and Evaluation Results from the Solar Two Project*. SAND2002-0120, 793226. 1. Jan. 2002, SAND2002–0120, 793226. DOI: 10.2172/793226.
- [15] BRENDENBERGER, S. ; ROSENSTIEL, A. ; LOPEZ-ROMAN, A. ; PRIETO, C. ; SATTLER, C.: Performance Analysis of Operational Strategies for Monolithic Receiver-Reactor Arrays in Solar Thermochemical Hydrogen Production Plants. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 45. Nr. 49 (Okt. 2020), S. 26104–26116. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2020.06.191.
- [16] BRYSON, A. E.: *Applied Optimal Control: Optimization, Estimation, and Control*. New York Oxon: CRC Press LLC, 2018. 1 S.
- [17] BUCK, R. ; BRÄUNING, T. ; DENK, T. ; PFÄNDER, M. ; SCHWARZBÖZL, P. ; TELLEZ, F.: Solar-Hybrid Gas Turbine-based Power Tower Systems (REFOS)*. In: *Journal of Solar Energy Engineering* 124. Nr. 1 (1. Feb. 2002), S. 2–9. DOI: 10.1115/1.1445444.
- [18] BUDAMA, V. K. ; RINCON DUARTE, J. P. ; ROEB, M. ; SATTLER, C.: Potential of Solar Thermochemical Water-Splitting Cycles: A Review. In: *Solar Energy* 249 (Jan. 2023), S. 353–366. DOI: 10.1016/j.solener.2022.11.001.
- [19] BULFIN, B. ; LOWE, A. J. ; KEOGH, K. A. ; MURPHY, B. E. ; LÜBBEN, O. ; KRASNIKOV, S. A. ; SHVETS, I. V.: Analytical Model of CeO₂ Oxidation and Reduction. In: *The Journal of Physical Chemistry C* 117. Nr. 46 (21. Nov. 2013), S. 24129–24137. DOI: 10.1021/jp406578z.

-
- [20] BUTCHER, J. C.: *Numerical Methods for Ordinary Differential Equations*. Chichester: Wiley, 2003.
- [21] CAMACHO, E. F. ; BORDONS, C.: *Model Predictive Control*. Bearb. von GRIMBLE, M. J. ; JOHNSON, M. A. Advanced Textbooks in Control and Signal Processing. London: Springer London, 2007. DOI: 10.1007/978-0-85729-398-5.
- [22] CHAPRA, S. C. ; CANALE, R. P.: *Numerical Methods for Engineers*. Seventh edition, International student edition. Singapore: McGraw-Hill Education, 2015. 970 S.
- [23] CHIEN, K. L. ; HRONES, J. A. ; RESWICK, J. B.: On the Automatic Control of Generalized Passive Systems. In: *Journal of Fluids Engineering* 74. Nr. 2 (1. Feb. 1952), S. 175–183. DOI: 10.1115/1.4015724.
- [24] COULSON, J. ; LYGEROS, J. ; DORFLER, F.: Data-Enabled Predictive Control: In the Shallows of the DeePC. In: *2019 18th European Control Conference (ECC)*. 2019 18th European Control Conference (ECC). Naples, Italy: IEEE, Juni 2019, S. 307–312. DOI: 10.23919/ECC.2019.8795639.
- [25] CRASSIDIS, J. L. ; JUNKINS, J. L.: *Optimal Estimation of Dynamic Systems*. 2nd ed. Chapman & Hall/CRC Applied Mathematics & Nonlinear Science 24. Boca Raton, FL: CRC Press, 2012. 733 S.
- [26] CRESPI, F. ; TOSCANI, A. ; ZANI, P. ; SÁNCHEZ, D. ; MANZOLINI, G.: Effect of Passing Clouds on the Dynamic Performance of a CSP Tower Receiver with Molten Salt Heat Storage. In: *Applied Energy* 229 (Nov. 2018), S. 224–235. DOI: 10.1016/j.apenergy.2018.07.094.
- [27] DIEHL, M.: *Real-Time Optimization for Large Scale Nonlinear Processes*. Diss. Ruprecht-Karls-Universität Heidelberg, 2001.
- [28] DIEHL, M. ; BOCK, H. G. ; SCHLÖDER, J. P.: A Real-Time Iteration Scheme for Nonlinear Optimization in Optimal Feedback Control. In: *SIAM Journal on Control and Optimization* 43. Nr. 5 (Jan. 2005), S. 1714–1736. DOI: 10.1137/S0363012902400713.
- [29] ERMANOSKI, I. ; SIEGEL, N. P. ; STECHEL, E. B.: A New Reactor Concept for Efficient Solar-Thermochemical Fuel Production. In: *Journal of Solar Energy Engineering* 135. Nr. 3 (1. Aug. 2013), S. 031002. DOI: 10.1115/1.4023356.
- [30] FEND, T. ; THANDA, V. K. ; SCHMITZ, S. ; GROBBEL, J. ; LANDFESTER, C. ; LAMPE, J. ; MENZ, S. ; PIESCHE, G. ; BERGER, S.: Solar Thermochemical Hydrogen Generation with a Structured 250 kW Reactor: Achievements from the Projects ASTOR and ASTOR-ST. In: *Kölner Sonnenkolloquium 2024*. Jülich, 26. Juni 2024.

- [31] FERREAU, H. J. ; KIRCHES, C. ; POTSCSKA, A. ; BOCK, H. G. ; DIEHL, M.: qpOASES: A Parametric Active-Set Algorithm for Quadratic Programming. In: *Mathematical Programming Computation* 6. Nr. 4 (Dez. 2014), S. 327–363. DOI: 10.1007/s12532-014-0071-1.
- [32] FLESCH, R. ; HÖGEMANN, D. ; HACKMANN, J. ; UHLIG, R. ; SCHWARZBÖZL, P. ; AUGSBURGER, G. ; CLARK, M.: Dynamic Modeling of Molten Salt Power Towers. In: *SOLARPACES 2016: International Conference on Concentrating Solar Power and Chemical Energy Systems*. Abu Dhabi, United Arab Emirates, 2017, S. 030016. DOI: 10.1063/1.4984359.
- [33] FLESCH, R. ; MALDONADO, D. ; SCHWARZBÖZL, P.: Dynamic Modelling of Molten Salt Central Receiver Systems. In: *MATHMOD 2018 Extended Abstract Volume*. 9th Vienna Conference on Mathematical Modelling. ARGESIM Publisher Vienna, 2018, S. 41–42. DOI: 10.11128/arep.55.a55231.
- [34] *Förderprojekt SolarFuelNow*. RWTH Aachen University, Institut für Regelungstechnik. 2020. URL: <https://www.irt.rwth-aachen.de/cms/irt/forschung/forschungsprojekte-dyn-liste-/r-s/~lqqqt/solarfuelnow/> (besucht am 09.02.2025).
- [35] FRANKE, D.: *Systeme mit örtlich verteilten Parametern*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1987. DOI: 10.1007/978-3-662-13070-4.
- [36] FUNK, J.: Thermochemical Production of Hydrogen via Multistage Water Splitting Processes. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 1. Nr. 1 (1976), S. 33–43. DOI: 10.1016/0360-3199(76)90007-0.
- [37] GEIGER, M. ; GROSS, F. ; BUCK, R.: HeliOS Control System Virtually Operates a 100 MW Molten Salt Tower. In: *SolarPACES 2017: International Conference on Concentrating Solar Power and Chemical Energy Systems*. Santiago, Chile, 2018. DOI: 10.1063/1.5067208.
- [38] GELB, A., Hrsg.: *Applied Optimal Estimation*. Cambridge, Massachusetts: M.I.T. Press, 1974.
- [39] GLÜCK, T. ; KEMMETMÜLLER, W. ; STEINBÖCK, A.: *Fortgeschrittene Methoden der Modellbildung*. Vorlesungsskript. Wien: TU Wien: Institut für Automatisierungs- und Regelungstechnik, 2022.
- [40] GREWAL, M. S. ; ANDREWS, A. P.: *Kalman Filtering: Theory and Practice Using MATLAB*. Fourth edition. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons Inc, 2015. 617 S.
- [41] GROBBEL, J. ; SOLLICH, M. F. ; QUINTO, D. M. ; LIDOR, A. ; SATTTLER, C.: Operation Optimization of an Array of Receiver-Reactors for Solar Fuel Production. In: *SOLARPACES 2020: 26th International Conference on Concentrating Solar Power and Chemical Energy Systems*. Freiburg, Germany, 2022, S. 130004. DOI: 10.1063/5.0085738.

-
- [42] HAIRER, E. ; WANNER, G.: *Solving Ordinary Differential Equations II*. Bd. 14. Springer Series in Computational Mathematics. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1991. DOI: 10.1007/978-3-662-09947-6.
- [43] HAIRER, E. ; WANNER, G.: *Solving Ordinary Differential Equations II*. Bd. 14. Springer Series in Computational Mathematics. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1996. DOI: 10.1007/978-3-642-05221-7.
- [44] HARTBRICH, I.: *Stahl: Diese Anlagentechnik wird bei Thyssenkrupp und Co. den Hochofen ablösen*. 8. Aug. 2022.
- [45] HOWELL, J. R. ; MENGÜÇ, M. P. ; DAUN, K. ; SIEGEL, R.: *Thermal Radiation Heat Transfer*. 7. Aufl. Seventh edition. | Boca Raton : CRC Press, 2021. | Revised edition of: Thermal radiation heat transfer / John R. Howell, M. Pinar Mengüç, Robert Siegel. Sixth edition. 2015.: CRC Press, 4. Dez. 2020. DOI: 10.1201/9780429327308.
- [46] INCROPERA, F. P. ; DEWITT, D. P. ; BERGMAN, T. L. ; LAVINE, A. S., Hrsg.: *Principles of Heat and Mass Transfer*. 7. ed., international student version. Hoboken, NJ: Wiley, 2013. 1048 S.
- [47] Technical Summary. In: *Climate Change 2022 - Mitigation of Climate Change*. Hrsg. von INTERGOVERNMENTAL PANEL ON CLIMATE CHANGE (IPCC). 1. Aufl. Cambridge University Press, 17. Aug. 2023, S. 51–148. DOI: 10.1017/9781009157926.002.
- [48] INTERNATIONAL ENERGY AGENCY: *Technology Roadmap: Concentrating Solar Power*. IEA Technology Roadmaps. OECD Publishing, 7. Mai 2010. DOI: 10.1787/9789264088139-en.
- [49] INTERNATIONAL ENERGY AGENCY: *Net Zero by 2050 - A Roadmap for the Global Energy Sector*. Paris: International Energy Agency, 2021.
- [50] ISERMANN, R. ; MÜNCHHOF, M.: *Identification of Dynamic Systems: An Introduction with Applications*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2011. DOI: 10.1007/978-3-540-78879-9.
- [51] IZQUIERDO, S. ; MONTAÑÉS, C. ; DOPAZO, C. ; FUEYO, N.: Analysis of CSP Plants for the Definition of Energy Policies: The Influence on Electricity Cost of Solar Multiples, Capacity Factors and Energy Storage. In: *Energy Policy* 38. Nr. 10 (Okt. 2010), S. 6215–6221. DOI: 10.1016/j.enpol.2010.06.009.
- [52] KANEKO, H. ; MIURA, T. ; FUSE, A. ; ISHIHARA, H. ; TAKU, S. ; FUKUZUMI, H. ; NAGANUMA, Y. ; TAMAURA, Y.: Rotary-Type Solar Reactor for Solar Hydrogen Production with Two-step Water Splitting Process. In: *Energy & Fuels* 21. Nr. 4 (1. Juli 2007), S. 2287–2293. DOI: 10.1021/ef060581z.

- [53] KEMFERT, C. ; UMBACH, F. ; TÜRK, H. ; KNODT, M. ; KEMMERZELL, J. ; BETTZÜGE, M. O. ; BEST, B. ; ZELL-ZIEGLER, C.: AUS POLITIK UND ZEITGESCHICHTE. In: (2022).
- [54] KUHN, P. ; WILBERT, S. ; PRAHL, C. ; SCHÜLER, D. ; HAASE, T. ; HIRSCH, T. ; WITTMANN, M. ; RAMIREZ, L. ; ZARZALEJO, L. ; MEYER, A. ; VUILLEUMIER, L. ; BLANC, P. ; PITZ-PAAL, R.: Shadow Camera System for the Generation of Solar Irradiance Maps. In: *Solar Energy* 157 (Nov. 2017), S. 157–170. DOI: 10.1016/j.solener.2017.05.074.
- [55] KUNKEL, P. ; MEHRMANN, V.: *Differential-Algebraic Equations: Analysis and Numerical Solution*. 1. Aufl. Bd. 1. EMS Textbooks in Mathematics. EMS Press, 28. Feb. 2006. DOI: 10.4171/017.
- [56] LI, L. ; YANG, S. ; WANG, B. ; PYE, J. ; LIPÍŃSKI, W.: Optical Analysis of a Solar Thermochemical System with a Rotating Tower Reflector and a Receiver–Reactor Array. In: *Optics Express* 28. Nr. 13 (22. Juni 2020), S. 19429. DOI: 10.1364/OE.389924.
- [57] LUNZE, J.: *Regelungstechnik 1: Systemtheoretische Grundlagen, Analyse und Entwurf einschleifiger Regelungen*. Springer-Lehrbuch. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2010. DOI: 10.1007/978-3-642-13808-9.
- [58] MACIEJOWSKI, J. M.: *Predictive Control: With Constraints*. 1. publ., [Nachdr.] Harlow: Prentice Hall, 2008. 331 S.
- [59] MEABURN, A. ; HUGHES, F. M.: Feedforward Control of Solar Thermal Power Plants. In: *Journal of Solar Energy Engineering* 119. Nr. 1 (1. Feb. 1997), S. 52–60. DOI: 10.1115/1.2871838.
- [60] MEURER, T.: *Regelung verteilt-parametrischer Systeme*. Vorlesungsskript. Karlsruhe: KIT, Institut für Mechanische Verfahrenstechnik und Mechanik, 2024.
- [61] MURAT CEKIRGE, H.: A Comparison of Solar Power Systems (CSP): Solar Tower (ST) Systems versus Parabolic Trough (PT) Systems. In: *American Journal of Energy Engineering* 3. Nr. 3 (2015), S. 29. DOI: 10.11648/j.ajee.20150303.11.
- [62] NAKAMURA, T.: Hydrogen Production from Water Utilizing Solar Heat at High Temperatures. In: *Solar Energy* 19. Nr. 5 (1977), S. 467–475. DOI: 10.1016/0038-092X(77)90102-5.
- [63] NOCEDAL, J. ; WRIGHT, S. J.: *Numerical Optimization*. Springer Series in Operations Research and Financial Engineering. Springer New York, 2006. DOI: 10.1007/978-0-387-40065-5.
- [64] NOURI, B. ; WILBERT, S. ; SEGURA, L. ; KUHN, P. ; HANRIEDER, N. ; KAZANTZIDIS, A. ; SCHMIDT, T. ; ZARZALEJO, L. ; BLANC, P. ; PITZ-PAAL, R.: Determination of Cloud Transmittance for All Sky Imager Based Solar Nowcasting. In: *Solar Energy* 181 (März 2019), S. 251–263. DOI: 10.1016/j.solener.2019.02.004.

-
- [65] OBERKIRSCH, L. ; GROBBEL, J. ; MALDONADO QUINTO, D. ; SCHWARZBÖZL, P. ; HOFFSCHMIDT, B.: Controlling a Solar Receiver with Multiple Thermochemical Reactors for Hydrogen Production by an LSTM Neural Network Based Cascade Controller. In: *Solar Energy* 243 (Sep. 2022), S. 483–493. DOI: 10.1016/j.solener.2022.08.007.
- [66] OBERKIRSCH, L. ; ZANGER, D. ; QUINTO, D. M. ; SCHWARZBÖZL, P. ; HOFFSCHMIDT, B.: Aim Point Management System. In: THE INTERNATIONAL CONFERENCE ON BATTERY FOR RENEWABLE ENERGY AND ELECTRIC VEHICLES (ICB-REV) 2022. South Tangerang, Indonesia, 2023, S. 030014. DOI: 10.1063/5.0148732.
- [67] PATANKAR, S. V.: *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*. Boca Raton, FL: CRC Press, 2018.
- [68] *Planta Solar 20 - PS20 / Concentrating Solar Power Projects / NREL*. 2022. URL: <https://solarpaces.nrel.gov/project/planta-solar-20-ps20> (besucht am 07.02.2025).
- [69] PYTA, L.: *Modellreduktion Und Optimale Regelung Nichtlinearer Strömungsprozesse*. Diss. Aachen: RWTH Aachen, 2018.
- [70] RAWLINGS, J. B. ; MAYNE, D. Q. ; DIEHL, M.: *Model Predictive Control: Theory, Computation, and Design*. 2nd edition. Madison, Wisconsin: Nob Hill Publishing, 2017. 623 S.
- [71] *Renewables 2024 Global Status Report*. Global Status Report. Paris, Frankreich: REN21 Secretariat, 2022.
- [72] ROCA, L. ; DE LA CALLE, A. ; YEBRA, L. J.: Heliostat-Field Gain-Scheduling Control Applied to a Two-Step Solar Hydrogen Production Plant. In: *Applied Energy* 103 (März 2013), S. 298–305. DOI: 10.1016/j.apenergy.2012.09.047.
- [73] ROSMANN, C. ; MAKAROW, A. ; HOFFMANN, F. ; BERTRAM, T.: Time-Optimal Nonlinear Model Predictive Control with Minimal Control Interventions. In: *2017 IEEE Conference on Control Technology and Applications (CCTA)*. 2017 IEEE Conference on Control Technology and Applications (CCTA). Mauna Lani Resort, HI, USA: IEEE, Aug. 2017, S. 19–24. DOI: 10.1109/CCTA.2017.8062434.
- [74] SÄCK, J.-P. ; BREUER, S. ; COTELLI, P. ; HOUAIJIA, A. ; LANGE, M. ; WULLENKORD, M. ; SPENKE, C. ; ROEB, M. ; SATTLER, Chr.: High Temperature Hydrogen Production: Design of a 750 KW Demonstration Plant for a Two Step Thermochemical Cycle. In: *Solar Energy* 135 (Okt. 2016), S. 232–241. DOI: 10.1016/j.solener.2016.05.059.
- [75] SCHWAGER, C. ; FLESCHE, R. ; SCHWARZBÖZL, P. ; HERRMANN, U. ; BOURA, C. J. T.: Advanced Two Phase Flow Model for Transient Molten Salt Receiver System Simulation. In: *Solar Energy* 232 (Jan. 2022), S. 362–375. DOI: 10.1016/j.solener.2021.12.065.

- [76] SERALE, G. ; FIORENTINI, M. ; CAPOZZOLI, A. ; BERNARDINI, D. ; BEMPORAD, A.: Model Predictive Control (MPC) for Enhancing Building and HVAC System Energy Efficiency: Problem Formulation, Applications and Opportunities. In: *Energies* 11. Nr. 3 (12. März 2018), S. 631. DOI: 10.3390/en11030631.
- [77] SIBIEUDE, F. ; DUCARROIR, M. ; TOFIGHI, A. ; AMBRIZ, J.: High Temperature Experiments with a Solar Furnace: The Decomposition of Fe₃O₄, Mn₃O₄, CdO. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 7. Nr. 1 (1982), S. 79–88. DOI: 10.1016/0360-3199(82)90209-9.
- [78] SIMON, D.: *Optimal State Estimation: Kalman, H-infinity, and Nonlinear Approaches*. 1. Aufl. Wiley, 5. Mai 2006. DOI: 10.1002/0470045345.
- [79] SINGH, A. ; LAPP, J. ; GROBBEL, J. ; BRENDENBERGER, S. ; REINHOLD, J. P. ; OLIVERA, L. ; ERMANOSKI, I. ; SIEGEL, N. P. ; MCDANIEL, A. ; ROEB, M. ; SATTLER, C.: Design of a Pilot Scale Directly Irradiated, High Temperature, and Low Pressure Moving Particle Cavity Chamber for Metal Oxide Reduction. In: *Solar Energy* 157 (Nov. 2017), S. 365–376. DOI: 10.1016/j.solener.2017.08.040.
- [80] SKOGESTAD, S. ; POSTLETHWAITE, I.: *Multivariable Feedback Control: Analysis and Design*. 2. ed., repr. Chichester: Wiley, 2010. 574 S.
- [81] SKOOG, D. A. ; HOLLER, F. J. ; CROUCH, S. R.: *Principles of Instrumental Analysis*. 6. ed., International student ed. Belmont, Calif: Thomson, Brooks/Cole, 2007. 1039 S.
- [82] THANDA, V. ; FEND, Th. ; LAABER, D. ; LIDOR, A. ; VON STORCH, H. ; SÄCK, J. ; HERTEL, J. ; LAMPE, J. ; MENZ, S. ; PIESCHE, G. ; BERGER, S. ; LORENTZOU, S. ; SYRIGOU, M. ; DENK, Th. ; GONZALES-PARDO, A. ; VIDAL, A. ; ROEB, M. ; SATTLER, Ch.: Experimental Investigation of the Applicability of a 250 kW Ceria Receiver/Reactor for Solar Thermochemical Hydrogen Generation. In: *Renewable Energy* 198 (Okt. 2022), S. 389–398. DOI: 10.1016/j.renene.2022.08.010.
- [83] TOFIGHI, A. ; SIBIEUDE, F.: Dissociation of Magnetite in a Solar Furnace for Hydrogen Production. Tentative Production Evaluation of a 1000 kW Concentrator from Small Scale (2 kW) Experimental Results. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 9. Nr. 4 (1984), S. 293–296. DOI: 10.1016/0360-3199(84)90079-X.
- [84] TOSCANI, A. ; CRESPI, F. ; SÁNCHEZ, D. ; BINOTTI, M. ; MANZOLINI, G.: Assessment of Different Control Strategies to Manage Cloud-Induced Transients in Central Receiver Systems Using Molten Salts. In: SolarPACES 2017: International Conference on Concentrating Solar Power and Chemical Energy Systems. Santiago, Chile, 2018, S. 040038. DOI: 10.1063/1.5067074.

-
- [85] VANT-HULL, L. L.: The Role of “Allowable Flux Density” in the Design and Operation of Molten-Salt Solar Central Receivers. In: *Journal of Solar Energy Engineering* 124. Nr. 2 (1. Mai 2002), S. 165–169. DOI: 10.1115/1.1464124.
- [86] *VDI-Wärmeatlas*. 10., bearb. und erw. Aufl. VDI Buch. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2006. 1500 S. DOI: 10.1007/978-3-540-32218-4.
- [87] *World Energy Outlook 2022*. Paris: International Energy Agency, 2022.
- [88] ZAVOICO, A. B.: *Solar Power Tower Design Basis Document*. Report Revision 0. Albuquerque, New Mexico: Sandia National Laboratories / UNT Digital Library, 1. Juli 2001.
- [89] ZHANG, H. ; BAEYENS, J. ; DEGRÈVE, J. ; CACÈRES, G.: Concentrated Solar Power Plants: Review and Design Methodology. In: *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 22 (Juni 2013), S. 466–481. DOI: 10.1016/j.rser.2013.01.032.
- [90] ZOLLER, S. ; KOEPF, E. ; NIZAMIAN, D. ; STEPHAN, M. ; PATANÉ, A. ; HAUETER, P. ; ROMERO, M. ; GONZÁLEZ-AGUILAR, J. ; LIEFTINK, D. ; DE WIT, E. ; BRENDENBERGER, S. ; SIZMANN, A. ; STEINFELD, A.: A Solar Tower Fuel Plant for the Thermochemical Production of Kerosene from H₂O and CO₂. In: *Joule* 6. Nr. 7 (Juli 2022), S. 1606–1616. DOI: 10.1016/j.joule.2022.06.012.