



MASTERARBEIT

Weiterentwicklung und Validierung eines quasistationären Modells für die solare Direktverdampfung im Hinblick auf eine höhere örtliche und zeitliche Auflösung

RWTH Aachen
Fakultät für Maschinenwesen
Master Wirtschaftsingenieurwesen Fachrichtung Maschinenbau

Kevin Bersch

Betreuer: Dr.-Ing. Jürgen Dersch

Dipl.-Ing. Dipl.-Wirt.Ing. Simon Dieckmann

Prüfer: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Robert Pitz-Paal

Köln, Februar 2015

Eigenständigkeitserklärung

Ich erkläre, dass ich die vorliegende Arbeit mit dem Titel

**Weiterentwicklung und Validierung eines quasistationären Modells für die
solare Direktverdampfung im Hinblick auf eine höhere örtliche
und zeitliche Auflösung**

ohne fremde Hilfe und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe. Die aus fremden Quellen direkt oder indirekt übernommenen Gedanken sind ausnahmslos als solche kenntlich gemacht. Die Arbeit ist in gleicher oder ähnlicher Form oder auszugsweise im Rahmen einer anderen Prüfung noch nicht vorgelegt worden.

Köln, Februar 2015

Kevin Bersch

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	VII
Nomenklatur	IX
Kurzfassung/Abstract	XIII
1. Einführung und Motivation	1
2. Solarthermische Kraftwerke	3
2.1. Solare Turmkraftwerke	3
2.2. Dish-Stirling-Kraftwerke	5
2.3. Parabolrinnenkraftwerke	7
2.3.1. Zweikreissysteme	9
2.3.2. Solare Direktverdampfung	10
2.4. Fresnelkraftwerke	12
3. Modellierung	15
3.1. Simulationsumgebung <i>greenius</i>	15
3.2. Grundlagen zur Berechnung von Parabolrinnenkraftwerken	16
3.3. Modellierung der Direktverdampfung	20
3.3.1. Quasistationärer Ansatz	21
3.3.2. Modifizierter Ansatz	22
3.3.3. Dynamischer Ansatz	24
3.3.4. Betriebsmodi	25
3.4. Mathematische Theorie der Lösungsverfahren	26
3.4.1. Newton-Verfahren	26
3.4.2. Generalized Minimum Residual Method	28
3.4.3. Präkonditionierung	29
3.5. Lösungspaket SUNDIALS	31
3.5.1. KINSOL	31
3.5.2. IDA	32

4. Implementierung	33
4.1. Aktuelle Implementierung des KINSOL-Lösers	33
4.2. Analyse der Jacobi-Matrix	35
4.3. Implementierte Optimierungsmaßnahmen	36
4.3.1. Aktualisierung der Jacobi-Matrix	36
4.3.2. Manuelle Berechnung der Jacobi-Matrix	37
4.3.3. Skalierung	38
4.3.4. GMRES	39
4.4. Ergebnisse der Optimierungsmaßnahmen	39
5. Validierung und Bewertung der Modellansätze	43
5.1. Rezirkulationsbetrieb	45
5.2. Once-Through-Betrieb	53
5.3. Abschließende Bewertung der quasistationären Ansätze	59
6. Analyse des Einflusses einer höheren Auflösung	61
6.1. Örtliche Auflösung	61
6.2. Zeitliche Auflösung	62
7. Zusammenfassung und Ausblick	67
Anhang	71
A. Konfiguration Testfälle	71
A.1. Anlagenkonfiguration	71
A.2. Feldkonfiguration	72
A.3. Kollektorkonfiguration	77
B. Graphen Validierung	79
B.1. Rezirkulationsbetrieb	79
B.2. Once-Through-Betrieb	81
Abbildungsverzeichnis	83
Tabellenverzeichnis	85
Literaturverzeichnis	87

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bedeutung
BDF	Backward Differentiation Formula
CSP	Concentrated Solar Power
DAE	Differential Algebraic Equation
DISS	Direct Solar Steam
DLR	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V.
DNI	Direct Normal Irradiance
DSG	Direct Steam Generation
dyn.	dynamisch
GHI	Global Horizontal Irradiance
GLS	Gleichungssystem
GMRES	General Minimum Residual Method
IAM	Incidence Angle Modifier
JM	Jacobi-Matrix
KUV	Krylow-Unterraum-Verfahren
mod.	modifiziert
OLS	Ordinary Least Square Method
PSA	Plataforma Solar de Almería
qs.	quasistationär
RWTH	Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule

Abkürzung	Bedeutung
SEGS	Solar Energy Generating Systems
SUNDIALS	Suite of Nonlinear and Differential/Algebraic equation Solvers

Nomenklatur

Symbol	Bedeutung	Einheit
ρ	Dichte	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
χ	Sauberkeitsfaktor Spiegel	-
τ_{Abs}	Transmissivität Absorberhüllrohr	-
ϵ_{abs}	Absolute Toleranz	-
η_{end}	Endverluste Kollektor	-
η_{opt}	Optischer Wirkungsgrad	-
ϵ_{rel}	Relative Toleranz	-
ρ_{Sp}	Reflektivität Spiegel	-
θ	Longitudinalwinkel zwischen Sonne und Lot auf Kollektoroberfläche	$^\circ$
A	Koeffizientenmatrix	-
A_{Apt}	Aperturfläche	m^2
b	Bekannter Vektor	-
c_p	Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck	$\frac{\text{J}}{\text{kg K}}$
D	Diagonalmatrix	-
d	Durchmesser	m
D_f	Diagonalmatrix zur Skalierung des Residuenvektors	-
d_i	Diagonaleintrag in Zeile i	-
D_x	Diagonalmatrix zur Skalierung des Lösungsvektors	-
h_{Feed}	Spezifische Enthalpie des Feedwassers	$\frac{\text{J}}{\text{kg}}$

Symbol	Bedeutung	Einheit
h_i	Spezifische Enthalpie im Abschnitt i	$\frac{\text{J}}{\text{kg}}$
h_{Sied}	Spezifische Enthalpie auf der Siedelinie	$\frac{\text{J}}{\text{kg}}$
h_{Tau}	Spezifische Enthalpie auf der Taulinie	$\frac{\text{J}}{\text{kg}}$
IC	Intercept-Faktor Kollektor	-
J	Jacobimatrix	-
k_{pipe}	Wärmeverlust der Rohrleitungen bezogen auf die Aperturfläche	$\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}}$
k_{vessel}	Wärmeverlust der Dampftrommel bezogen auf die Aperturfläche	$\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}}$
l	Länge	m
m	Masse	kg
\dot{m}_D	Dampfmassenstrom	$\frac{\text{kg}}{\text{s}}$
\dot{m}_{Feed}	Feedwassermassenstrom	$\frac{\text{kg}}{\text{s}}$
\dot{m}_{in}	Nomineller Eintrittsmassenstrom	$\frac{\text{kg}}{\text{s}}$
\dot{m}_{out}	Massenstrom am Feldaustritt	$\frac{\text{kg}}{\text{s}}$
\dot{m}_{Rezirk}	Rezirkulationsmassenstrom	$\frac{\text{kg}}{\text{s}}$
p	Druck	Pa
Q	Wärme	J
Q_{out}	Thermische Nutzenergie eines Loops	J
Q_{Sf}	Thermische Nutzenergie des Solarfeldes	J
\dot{Q}_{solar}	Sonneneinstrahlung auf einen Kollektor	J
\dot{Q}_{WV}	Wärmeverluste eines Kollektors	W
r	Residuenvektor	-
T	Temperatur	K

Symbol	Bedeutung	Einheit
T_{amb}	Umgebungstemperatur	K
V	Volumen	m ³
V_{fluid}	Fluidvolumen	m ³
V_w	Wandvolumen	m ³
x_i	Dampfgehalt im Abschnitt i	-
x_{out}	Dampfgehalt am Feldaustritt	-

Kurzfassung

Die Stromerzeugung aus regenerativen Energiequellen hat in den letzten Jahren stark zugenommen. Um den zukünftigen Ausbau so effizient und wirtschaftlich wie möglich zu gestalten, werden leistungsfähige Simulationsprogramme zur Abbildung regenerativer Kraftwerke und Prozesswärmeanlagen benötigt. Ein solches Programm ist die am Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt entwickelte Software *greenius*, welche die Anlagenplanung unter Berücksichtigung sowohl technischer als auch ökonomischer Parameter unterstützt.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Simulation der solaren Direktverdampfung in *greenius* optimiert. Neben einer Reduktion der Rechenzeit wurde ein Vergleich zweier quasistationärer Modellierungsansätze durchgeführt sowie der Einfluss einer höheren örtlichen und zeitlichen Auflösung analysiert.

Das verwendete Modell erfordert die Lösung eines nichtlinearen Gleichungssystems, welches mit dem Newton-Verfahren gelöst wird. Durch die Optimierung des numerischen Lösungsverfahrens und einer effizienteren Berechnung der Jacobi-Matrix, gelang es die Rechenzeit um ca. 85 % zu reduzieren.

Die verglichenen Ansätze unterscheiden sich bezüglich der Berechnung der lokalen Massenströme. Der rein quasistationäre Ansatz verwendet einen über den Loop konstanten Massenstrom. Der modifizierte Ansatz berücksichtigt lokale Abweichungen, die aufgrund von Dichteänderungen im Absorberrohr auftreten. Die Validierung mit einem dynamischen Modell zeigt, dass der modifizierte Ansatz bezüglich der Abbildung von Zustandsgrößen, Rechenzeit und Robustheit überlegen ist.

Die Analyse des Einflusses höherer Auflösungen belegt, dass eine Erhöhung der örtlichen Auflösung sich positiv auf die Robustheit des Systems auswirkt. Eine hohe zeitliche Auflösung ermöglicht eine deutlich verbesserte Abbildung der Enthalpie- und Massenströme im transienten Bereich, aber wirkt sich negativ auf die Robustheit des Modells aus.

Abstract

The production of electricity from renewable energy sources has significantly increased in recent years. In order to develop these methods most efficiently and economically, powerful simulation tools for power and process heating plants are required. An example of such software is *greenius*, which was developed by the German Aerospace Center to facilitate plant design taking both technical and economical parameters into consideration.

The aim of this thesis was to optimise the simulation of Direct Steam Generation plants in *greenius*. Two quasi-stationary modelling approaches were compared and the influence of high temporal and spatial resolution was analysed. In addition to this, the computation time was reduced.

The model which was used required a nonlinear system of equations to be solved, for which Newton's method was utilised. Through the optimisation of the numerical solution process and an increase in the efficiency of the Jacobi Matrix calculation, a reduction of computation time of approximately 85% was achieved.

The modelling approaches which were compared differ in how they calculate local mass flows. The quasistationary approach assumes the mass flow to be constant, whereas the modified approach considers local deviations as a result of the density change in the absorber tube. The validation with a dynamic model shows that the modified approach is superior in regard to the representation of state functions, computation time and robustness.

The analysis of the influence of high resolution shows that an increase in spatial resolution improves the robustness of the system. A high temporal resolution significantly improves the representation of enthalpy and massflow in the transient area but decreases the robustness of the model.

Einführung und Motivation

Die Emission von CO₂ in fossilen Kraftwerken ist ein wesentlicher Auslöser der globalen Erderwärmung. Da die Frage der Endlagerung von Brennstäben weiterhin ungeklärt ist, ist eine nachhaltige Energieversorgung nur durch die flächendeckende Nutzung regenerativer Energiequellen möglich. Diese Erkenntnis wurde in den letzten Jahren von der Politik aufgegriffen und in verbindliche Richtlinien zum Klimaschutz umgewandelt. Die Europäische Union verpflichtet ihre Mitgliedsstaaten den Anteil erneuerbarer Energien an der Stromerzeugung bis 2030 auf 27 % zu erhöhen [1]. Deutschland hat sich mit einem geplanten Anteil von 55-60 % bis 2035 noch ehrgeizigere Ziele gesetzt [2].

Die Entscheidung für den Bau einer Anlage zur Stromerzeugung aus regenerativen Energiequellen ist sowohl von technischen als auch wirtschaftlichen Überlegungen geprägt. Zur Unterstützung der Entscheidungsfindung im frühen Planungsstadium wurde deswegen am Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt die Software *greenius* entwickelt. *greenius* simuliert den Betrieb regenerativer Kraftwerke wie PV-Anlagen, Windkraftanlagen und solarthermischer Anlagen unter Berücksichtigung technischer und ökonomischer Faktoren. Es zeichnet sich durch schnelle Berechnungen und eine komfortable Benutzeroberfläche aus.

Im Rahmen dieser Arbeit wird in *greenius* die Simulation von Parabolrinnenkraftwerken, die mit dem Prinzip der Direktverdampfung arbeiten, optimiert. Aufgrund des Phasenwechsels des Fluids wird für diese Systeme ein orts aufgelöstes Modell verwendet, welches im Vergleich zum Standardmodell für Anlagen mit z.B. Öl oder Druckwasser als Wärmeträgerfluid deutlich komplexer und rechenintensiver ist. Die Reduktion der Rechenzeit ist ein zentraler Aspekt dieser Arbeit. Darüber hinaus werden die dem Modell zugrunde liegenden Annahmen untersucht. Zwei quasistationäre Ansätze werden verglichen mit dem Ziel, den für die möglichst realitätsgetreue Simulation in *greenius* geeigneten Ansatz zu identifizieren. Die Gliederung der Arbeit gestaltet sich wie folgt:

In Kapitel 2 wird die Funktionsweise verschiedener solarthermischer Kraftwerke erläutert

und ein Überblick über den aktuellen Stand der Technik gegeben.

Kapitel 3 behandelt die Modellierung von Parabolrinnenkraftwerken in *greenius*. Die technischen Grundlagen zur Berechnung und die unterschiedlichen Modellansätze werden vorgestellt. Anschließend werden die mathematische Theorie der Lösungsverfahren und die verwendeten numerischen Löser behandelt.

Die implementierten Optimierungsmaßnahmen und deren Auswirkungen werden in Kapitel 4 vorgestellt.

In Kapitel 5 werden die quasistationären Modellansätze validiert und auf Basis der Ergebnisse eine Entscheidung für einen der beiden Ansätze gefällt. Zur Validierung wird ein ebenfalls am DLR entwickeltes dynamisches Modell verwendet.

Der Einfluss einer höheren örtlichen und zeitlichen Auflösung auf die Simulationsergebnisse wird in Kapitel 6 diskutiert.

Solarthermische Kraftwerke

Die solarthermische Stromerzeugung basiert auf der Aufheizung eines Fluids durch die Konzentration von Solarstrahlung. Das erhitzte Fluid gibt im Anschluss die aufgenommene Wärme entweder über einen Wärmeübertrager an einen Sekundärkreislauf ab oder wird direkt zur Stromerzeugung in einer Dampf- oder Gasturbine genutzt.

Ein großer Vorteil dieser Technologie gegenüber der direkten Stromerzeugung in Photovoltaikzellen ist die einfache Speicherbarkeit von Wärme. Unter Voraussetzung eines ausreichend dimensionierten Speichers können solarthermische Kraftwerke rund um die Uhr für die Stromerzeugung eingesetzt werden. Aktuell existieren diverse kommerzielle Technologien zur Konzentration von Solarstrahlung, die im Folgenden vorgestellt werden.

2.1. Solare Turmkraftwerke

Solare Turmkraftwerke bestehen aus einer Vielzahl von Spiegeln (Heliostatenfeld), die kreisförmig um einen Turm angeordnet sind, auf dessen Spitze sich ein Receiver befindet. Durch die punktförmige Fokussierung können hohe Konzentrationsfaktoren im Bereich von 500-1000 und hohe Temperaturen des Arbeitsfluids von bis zu 1000 °C erreicht werden. Als Arbeitsfluid kann Wasser, Luft oder Flüssigsalz verwendet werden. Bei Wasser/Dampf-Systemen wird der erzeugte Dampf im Anschluss in einer Dampfturbine entspannt, kondensiert und in den Receiver zurückgeführt. In Luft- und Flüssigsalzsyste-men wird die absorbierte Wärme über Wärmeübertrager an einen sekundären Dampfkreislauf abgegeben. Bei Verwendung von druckbeaufschlagten Luftreivern ist durch die hohen Temperaturen auch der Betrieb einer Gasturbine möglich [3].

In Abbildung 2.1 ist das Schema des mit einem offenen Luftreceiver betriebenen Solarturms in Jülich zu sehen. In dieser Anlage wird Luft unter Atmosphärendruck auf 680 °C erhitzt. Die absorbierte Wärme wird über einen Wärmetauscher an den Sekun-

därkreislauf, in dem überhitzter Dampf bei 26 bar und 480 °C erzeugt wird, oder an einen thermischen Speicher abgegeben.

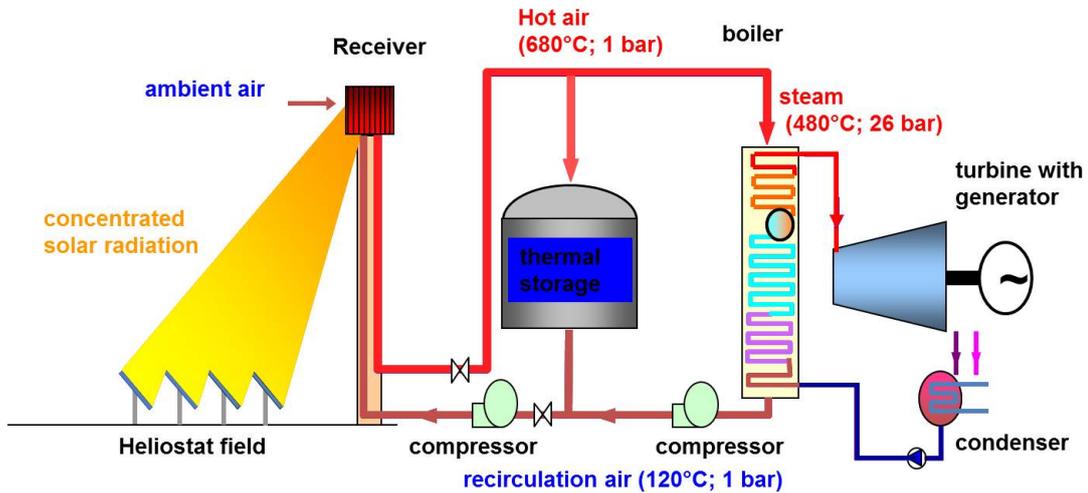


Abbildung 2.1.: Schema des Solarturms in Jülich [3]

Die Positionierung des Heliostatenfelds richtet sich nach Standort des Turms sowie der Reivertechnologie. Rundumfelder sind für hohe thermische Leistungen besser geeignet, können aber nur bei offenen Receivern und niedrigen Breitengraden verwendet werden. Mit der Zunahme des Breitengrads steigen die Kosinus-Verluste auf der Südseite des Feldes, weshalb in diesen Gebieten meist einseitige Felder eingesetzt werden (s. Abb. 2.2).



Abbildung 2.2.: Blick auf das Gelände des Solarturms in Jülich [4]

Weitere Verluste entstehen durch die Entfernung der Spiegel zum Receiver, Ungenauigkeit der zweiachsigen Nachführung, Verschattung der Spiegel und Spillage-Effekte. Multitower Solar Arrays minimieren diese Effekte und nutzen die Baufläche optimal aus, der Bau mehrerer Türme erhöht jedoch die Investitionskosten [3] [5].

Vorteilhaft gegenüber Parabolrinnenkraftwerken ist die hohe Prozesstemperatur und der daraus resultierende höhere thermische Wirkungsgrad. Zur Speicherung können aufgrund des größeren Temperaturhubs kleiner dimensionierte Behälter verwendet werden. Der Bau von Turmkraftwerken ist auch auf unebenen Flächen möglich und die Heliostaten können in automatisierter Massenfertigung hergestellt werden. Nachteile sind die höhere Komplexität der Anlage, die hohen Anforderungen an die Nachführung der Spiegel sowie die schlechtere Skalierbarkeit. Mit steigendem Abstand der Heliostaten vom Turm werden die Verluste durch Streuung und Absorption so hoch, dass das Aufstellen zusätzlicher Spiegel nicht mehr sinnvoll ist.

Solare Turmkraftwerke entsprechen dem aktuellen Stand der Technik. In Sevilla, Spanien werden die kommerziellen Kraftwerke PS10 (10 MW) und PS20 (20 MW) mit Satteldampfreaktoren betrieben. Ein weiteres kommerzielles Kraftwerk, das mit einem Flüssigsalzreceiver ausgestattete Kraftwerk Gemasolar (19,9 MW), befindet sich ebenfalls in Sevilla. In Jülich wird an einer 1,5 MW-Anlage die offene Luftrezeivertechnologie erprobt. Nahe Las Vegas wurde 2014 die weltweit größte Solarthermieanlage mit einer Leistung von 392 MW in Betrieb genommen. Mit dem hohen Aufwand, der momentan in die Weiterentwicklung dieser Technologie gesteckt wird, verbindet sich die Hoffnung auf eine deutliche Verbesserung der ökonomischen Wettbewerbsfähigkeit solarer Turmkraftwerke in naher Zukunft.

2.2. Dish-Stirling-Kraftwerke

Im Gegensatz zu anderen solarthermischen Kraftwerkskonzepten sind Dish-Stirling-Kraftwerke gut zur dezentralen Stromerzeugung im unteren Leistungsbereich geeignet. Einzelne Anlagen arbeiten mit einer Leistung von 1-50 kW. Sie bestehen aus einem parabolisch gekrümmten Hohlspiegel in Form einer Schüssel, der direkte Solarstrahlung punktförmig auf den vor ihm befestigten Receiver konzentriert. Die gebündelte Strahlung wird in Wärme umgewandelt und einem mit dem Receiver verbundenen Stirling-Motor zugeführt. Dieser erzeugt durch die direkte Kopplung mit einem Asynchrongenerator elektrische

Energie [5]. In Abbildung 2.3 ist eine in Sevilla aufgestellte 10 kW-Anlage des Typs Eurodish zu sehen.



Abbildung 2.3.: *Eurodish-Anlage im Betrieb [6]*

Für die Herstellung der Schüssel existieren diverse Methoden. Die fertige Konstruktion wird abschließend mit unter 1 mm dünnen Glasspiegeln beklebt. Der Kollektor wird der Sonne computergesteuert zweiachsig nachgeführt. Dabei wird meist eine azimutale Nachführung verwendet. Die Azitumalachse befindet sich orthogonal, die Elevationsachse parallel zur Erdoberfläche. Die Schüsseln können eine Größe von bis zu 17 m aufweisen, neuere Anlagen werden jedoch meist kleiner dimensioniert. Der Durchmesser des Eurodish beträgt beispielsweise 8,5 m [5].

Der im Eurodish verwendete Receiver besteht aus 78 drei Millimeter dünnen, aus einer Nickelbasislegierung gefertigten Rohren, die über einen Sammler mit dem Arbeitsraum des Stirlingmotors verbunden sind. Als Arbeitgas wird Helium mit einer Arbeitstemperatur von bis zu 650 °C und einem mittleren Druck von 150 bar verwendet. Der Betrieb von Stirling-Motoren mit Wasserstoff ist ebenfalls möglich. Um den Wirkungsgrad des Motors über weite Strecken hoch zu halten, werden die Konzentratoren meist über Nennleistung dimensioniert. Die Verluste durch die bei hoher Einstrahlung erzwungene Leistungsabregelung werden durch den höheren durchschnittlichen Wirkungsgrad aufgewogen [5].

Dish-Stirling-Anlagen werden bereits seit den 80er Jahren eingesetzt und sind eine ausgereifte Technologie. Sie zeichnen sich durch einen hohen Gesamtwirkungsgrad von bis

zu 31 % und einen einfachen, modularen Aufbau aus. Das Aufstellen der Systeme ist auch auf nicht ebenerdigen Oberflächen möglich. Seit 2000 wurden unter anderem vom DLR ausgiebige Tests an Anlagen auf der Plataforma Solar de Almería (PSA) in Spanien durchgeführt.

Aufgrund der hohen Kosten konnten sich die Anlagen noch nicht am Markt durchsetzen. Das bis dato größte Kraftwerk, die 1,5 MW-Anlage Maricopa Solar in Arizona, wurde 2011 nach nur 18 Monaten aufgrund der Insolvenz des Betreibers wieder außer Betrieb genommen.

2.3. Parabolrinnenkraftwerke

Parabolrinnenkraftwerke sind mit einem weltweiten Marktanteil von 94 % (Stand: 2010) die mit Abstand am häufigsten genutzte Technologie zur solarthermischen Stromerzeugung [5]. Sie sind eine seit Jahren erprobte Technologie, bereits 1984 ging in Kalifornien das erste kommerzielle Parabolrinnenkraftwerk SEGS I in Betrieb.

In Parabolrinnenkraftwerken wird Solarstrahlung linienförmig in langen, parabelförmigen Spiegeln konzentriert. In der Brennlinie des Spiegels befindet sich das vom Wärmeübertragungsfluid durchströmte Absorberrohr (s. Abb. 2.4). Das erhitzte Fluid gibt die Wärme entweder über Wärmetauscher an einen Sekundärkreislauf ab oder wird direkt in einer Dampfturbine zur Erzeugung von Elektrizität genutzt.

Zur Reduktion von Einstrahlungsverlusten sind die Kollektoren mit einer ein- oder zweiachsigen Nachführung ausgestattet. Im Regelfall wird eine einachsige Nachführung verwendet. Das Absorberrohr besteht aus einem Metallrohr, welches zur Reduktion von Wärmeverlusten von einem gläsernen Hüllrohr umgeben ist (s. Abb.2.5).

Um die erwünschte Austrittstemperatur des Wärmeübertragungsfluids zu erreichen, werden mehrere Kollektoren in Reihe geschaltet. In Reihe geschaltete Kollektoren inklusive der zugehörigen Rohrleitungen werden als ein Loop bezeichnet. Durch die Parallelschaltung von Loops können prinzipiell beliebig große Solarfelder entstehen.



Abbildung 2.4.: Parabolrinnenkollektor auf der PSA [7]

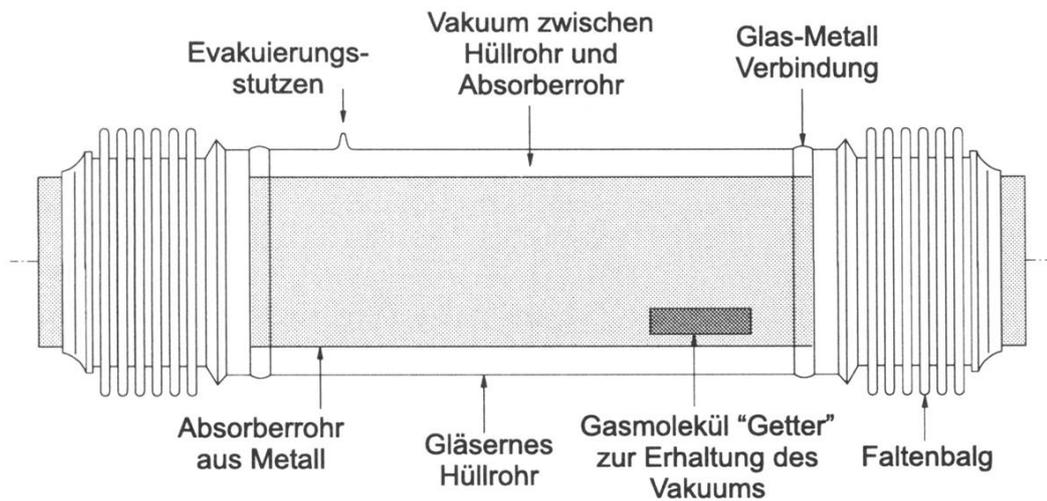


Abbildung 2.5.: Schematischer Aufbau eines Absorberrohrs [3]

2.3.1. Zweikreissysteme

Ursprünglich wurden Parabolrinnenkraftwerke als Zweikreissysteme mit synthetischem Thermoöl als Wärmeträgerfluid entwickelt. Das Öl wird durch die Kollektoren gepumpt und erhitzt. Im Anschluss gibt es die aufgenommene Wärme über mehrere Wärmeübertrager (Speisewasservorwärmer, Verdampfer, Überhitzer) an einen mit Wasser betriebenen Sekundärkreislauf ab. Der überhitzte Wasserdampf wird in einer mit einem Generator gekoppelten Dampfturbine entspannt und erzeugt somit elektrische Energie. Der Dampfkreislauf wird wie bei konventionellen Kraftwerken üblich durch Kondensator und Speisewasserpumpe geschlossen. Der typische Aufbau einer Anlage ist in Abbildung 2.6 zu sehen.

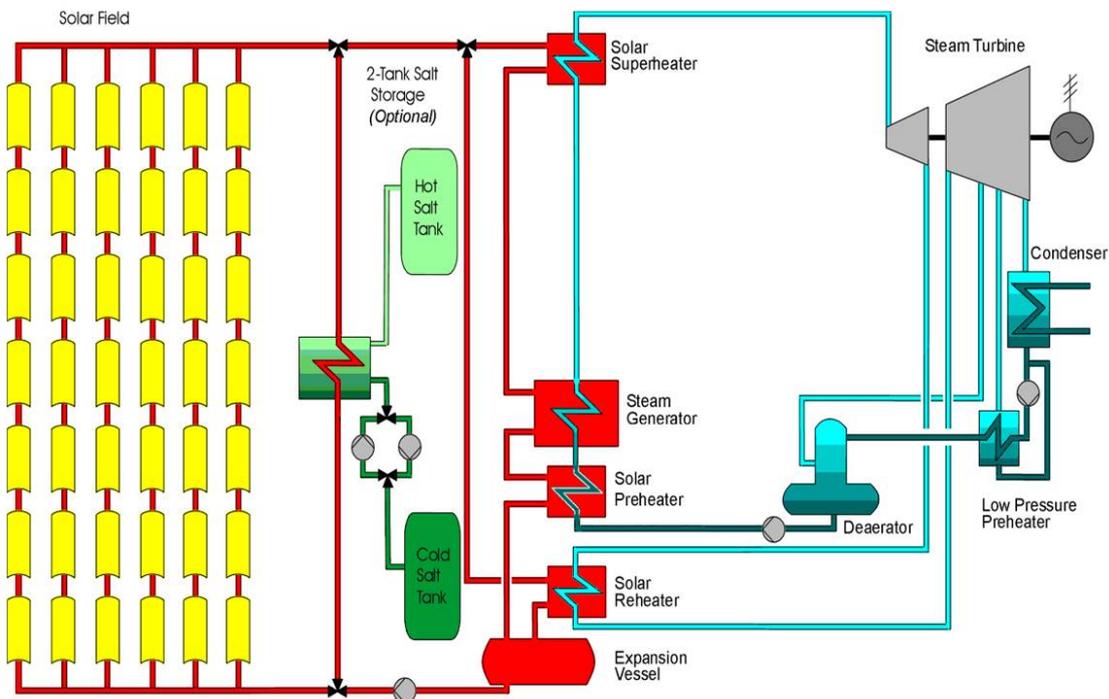


Abbildung 2.6.: Schema des Parabolrinnenkraftwerks Andasol I in Spanien [3]

Anstatt an den Sekundärkreislauf kann das Thermoöl die aufgenommene Wärme auch an einen thermischen Speicher abgeben. Als Speichermedium wird üblicherweise Flüssigsalz verwendet, welches zu 60 % aus Natriumnitrat und zu 40 % aus Kaliumnitrat besteht. Durch Verwendung eines Speichers ist es möglich die Dargebotsabhängigkeit der Bereitstellung elektrischer Energie zu verringern und beispielsweise auch nachts Elektrizität zu

erzeugen. Nachteilig an der Verwendung eines Speichers ist die Verringerung des Wirkungsgrads durch zwei zusätzliche Wärmeübertragungen.

Üblicherweise sind Thermoöle im Bereich von 12-400 °C thermisch stabil. Daher ist die maximale Temperatur in aktuellen Anlagen auf ca. 390 °C beschränkt. Die maximale Temperatur des Wasserkreislaufs beträgt 370 °C und der erreichbare thermische Wirkungsgrad des Dampfkreislaufs ist mit 38 % im Vergleich zu konventionellen Dampfkraftwerken gering [5].

Alternativ kann Flüssigsalz direkt als Wärmeübertragungsfliuid verwendet werden. Vorteilhaft gegenüber der Verwendung von Thermoöl ist der Wegfall der Wärmeübertragung bei der Speicherung. Daraus resultiert eine Verbesserung des Wirkungsgrads und eine geringere Komplexität der Ein- und Ausspeichervorgänge. Außerdem ist Flüssigsalz weder toxisch noch brennbar und bis etwa 550 °C temperaturstabil. Somit können bessere Frischdampfparameter als bei der Verwendung von Thermoöl erreicht werden und das Speichervolumen kann aufgrund der höheren Temperaturdifferenz zwischen heißem und kaltem Speicher reduziert werden.

Der Nachteil bei der Verwendung von Flüssigsalz als Wärmeübertragungsfliuid ist der hohe Schmelzpunkt des Salzes von ca. 220 °C. Da eine Erstarrung des Salzes in einer Zerstörung der Anlage resultieren kann, muss eine zusätzliche Heizung im System installiert oder eine Einspeicherung des Fluids in speziell isolierten Tanks über Nacht vorgenommen werden. Beide Methoden wirken sich negativ auf den Gesamtwirkungsgrad und die Systemkomplexität aus [5].

Aktuell befindet sich die Verwendung von Flüssigsalz als Wärmeübertragungsfliuid noch im Demonstrationsstadium. 2010 wurde in Sizilien, Italien die Anlage Archimede mit einer elektrischen Leistung von 5 MW in Betrieb genommen.

2.3.2. Solare Direktverdampfung

Kraftwerke, die auf dem Prinzip der Direktverdampfung bzw. Direct Steam Generation (DSG) basieren, besitzen nur einen Kreislauf und arbeiten mit Wasser als Wärmeübertragungsfliuid. Die Vorwärmung, Verdampfung und Überhitzung des Wassers geschieht direkt in den Kollektoren. In Abbildung 2.7 sind die unterschiedlichen Konzepte für den Betrieb eines Direktverdampfungskraftwerks abgebildet.

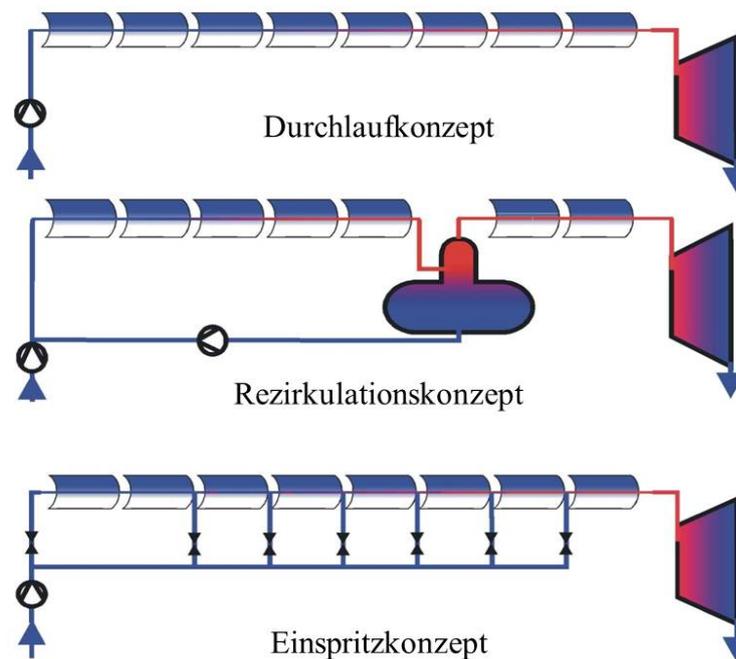


Abbildung 2.7.: Konzepte für den Betrieb eines Direktverdampfungskraftwerks [3]

Das Durchlaufkonzept ist hinsichtlich der Anlagenkomplexität das vermeintlich simpelste Konzept für den Betrieb von DSG-Kraftwerken. In jedem Loop wird Wasser vorgewärmt, verdampft und überhitzt. Um konstante Frischdampfparameter zur Verfügung zu stellen, wird der Eintrittsmassenstrom an die Einstrahlungsbedingungen angepasst. Ein Nachteil des Durchlaufkonzepts ist das Wandern des Verdampfungsendpunkts bei einer Veränderung der Sonneneinstrahlung. Dies führt zu Temperaturschocks im Absorberrohr und Thermospannungen, die wesentlich höher sind als im stationären Fall. Durch die hohen Spannungen und die entstehende Wechselbelastung kommt es zu verstärktem Materialermüden oder sogar Materialversagen. Darüber hinaus ist die Regelung der Anlage unter transienten Bedingungen problematisch [8].

Das Rezirkulationskonzept vermeidet das Problem des wandernden Verdampfungsendpunkts durch die Trennung von Verdampfungs- und Überhitzerteil des Solarfeldes. Der Verdampfer wird mit einem Wasserüberschuss betrieben, sodass sich das Wasser am Ende des Verdampferfeldes im Nassdampfgebiet befindet. In einer Dampftrommel werden Dampf- und Wasserphase voneinander getrennt. Das siedende Wasser wird zurück zum Solarfeldeintritt gepumpt und dort mit dem Speisewasser vermischt. Der Wasser-

dampf wird in den Überhitzerteil eingespeist. Die Regelung der Frischdampfparameter am Turbineneintritt geschieht über die Einspritzung von Wasser im Überhitzerteil und ist einfacher zu bewerkstelligen als beim Durchlaufkonzept. Nachteile sind ein erhöhter Druckverlust aufgrund des größeren Wassermassenstroms und höhere elektrische Verluste durch die Verwendung einer zusätzlichen Pumpe. Kommerzielle Direktverdampfungskraftwerke arbeiten derzeit mit dem Rezirkulationskonzept [8].

Beim Einspritzkonzept wird zu Beginn jedes Kollektors genau so viel Wasser eingespritzt, wie in diesem verdampft werden kann. Der Vorteil gegenüber dem Rezirkulationskonzept ist der geringere Druckverlust, da ein geringerer Wassermassenstrom verwendet wird. Außerdem wird keine Rezirkulationspumpe benötigt. Allerdings sind der Aufbau und die Regelung des Einspritzkonzepts sehr anspruchsvoll. Die Investitionskosten sind im Vergleich zu den anderen Konzepten sehr hoch. Daher hat es das Einspritzkonzept noch nicht über den Labormaßstab hinausgeschafft [8].

2.4. Fresnelkraftwerke

Fresnelkollektoren stellen eine Alternative zu Parabolrinnenkollektoren da, deren Produktion und Wartung konstruktionsbedingt sehr teuer ist. Die Spiegel der Fresnelkollektoren werden wie bei einer Fresnellinse in ringförmige Bereiche aufgeteilt, was eine deutlich flachere Bauweise und vollautomatische Fertigung ermöglicht. Die Herstellungskosten sind daher geringer als bei Parabolrinnenkollektoren.

Das Primärspiegelfeld besteht aus horizontal ausgerichteten Reihen flacher Spiegel mit einer Dicke von üblicherweise 3 mm, die der Sonne einachsigt nachgeführt werden. Die gebündelten Sonnenstrahlen werden auf das über dem Primärspiegelfeld fest fixierte Absorberrohr reflektiert. Über dem Absorberrohr befindet sich der Sekundärreflektor. Das Absorberrohr kann durch eine evakuierte Glashülle umgeben oder von Luft umströmt werden. Im Falle der Luftumströmung wird auf der Unterseite des Receivers eine Glasscheibe angebracht, um das Rohr von Umwelteinflüssen zu schützen [5]. Der typische Aufbau eines Fresnelkollektors ist in Abbildung 2.8 zu sehen.

Gegenüber Parabolrinnen ist der optische Wirkungsgrad von Fresnel-Kollektoren geringer. Bedingt durch die Bauweise erfolgt der Strahlungseinfall auf die Aperturfläche nie senkrecht, wodurch vermehrt Kosinusverluste auftreten. Des Weiteren kommt es durch

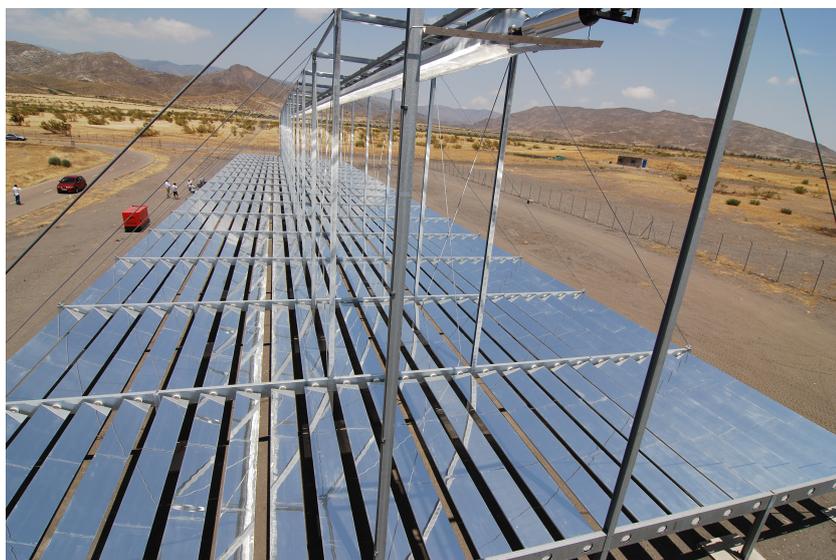


Abbildung 2.8.: *Fresnelkollektor auf der PSA [9]*

den schrägen Einfall der Strahlung zu einer Aufweitung der Brennlinie, weshalb nur ein Teil der Strahlung auf das Absorberrohr reflektiert wird.

Durch die flache Bauweise können Fresnelkollektoren enger zusammengestellt werden als Parabolrinnenkollektoren. Bauland kann somit effektiver genutzt werden. Sie sind weniger anfällig gegenüber Wind. Deshalb eignen sie sich zur Montage auf Dachflächen und werden dort zur Prozesswärmeerzeugung genutzt. Trägerkonstruktion und Montage sind weniger aufwändig und ein modularer Aufbau ist möglich. Dadurch entstehen Einsparungen bezüglich Bauzeit und -kosten. Der Konstruktions- und Wartungsaufwand ist wegen des unbeweglichen Receivers ebenfalls geringer. Die Spiegel können automatisiert und mit geringem Wasserverbrauch gereinigt werden [5].

Aktuelle Anlagen werden hauptsächlich mit Wasser betrieben, beispielsweise das 2012 in Spanien in Betrieb genommene Kraftwerk Puerto Errado 2. Es besteht aus 28 Reihen von Fresnelkollektoren mit einer Länge von jeweils 940 m in denen Satttdampf bei 55 bar und 270 °C erzeugt wird und hat eine elektrische Spitzenleistung von 30 MW [10]. Die Überhitzung von Dampf in den Kollektoren sowie die Verwendung von Thermoöl und Flüssigsalz als Wärmefluid ist ebenfalls möglich, bis dato aber nur in deutlich kleineren Anlagen realisiert.

Ob sich Fresnelkollektoren gegenüber Parabolrinnenkollektoren in solarthermischen An-

lagen durchsetzen können, wird sich in den nächsten Jahren zeigen. Aufgrund der niedrigeren Investitionskosten können trotz ihres geringeren optischen Wirkungsgrads potenziell niedrigere Stromgestehungskosten erreicht werden.

Modellierung

In diesem Kapitel wird die Abbildung von Parabolrinnenkraftwerken in *greenius* behandelt. Es wird ein Überblick über *greenius* und die notwendigen Grundlagen zur Berechnung von Parabolrinnenkraftwerken gegeben. Die Modellansätze und die mathematische Theorie der Lösungsverfahren werden beschrieben. Abschließend werden die verwendeten numerischen Löser vorgestellt.

3.1. Simulationsumgebung *greenius*

Um die Planung und den Bau von Anlagen zur Erzeugung von elektrischer Energie und Prozesswärme aus erneuerbaren Quellen zu unterstützen, wurde am DLR die Software *greenius* entwickelt. Der primäre Fokus des Programms liegt auf einer schnellen und detaillierten Simulation der Projekte zur Unterstützung der Entscheidungsfindung im frühen Planungsstadium. Dabei werden sowohl technische als auch ökonomische Faktoren berücksichtigt.

greenius ist in der Sprache Objekt Pascal programmiert und wurde ursprünglich zur DLR-internen Analyse von Parabolrinnenkraftwerken entwickelt. Mittlerweile können dank stetiger Weiterentwicklung zusätzliche solarthemische Technologien wie Solarturm-Kraftwerke und Dish-Stirling-Systeme abgebildet werden. Die Simulation von Photovoltaikanlagen, Windkraft-Anlagenparks, Brennstoffzellen, Prozesswärmeanlagen und Absorptionskühlungsanlagen ist ebenfalls möglich.

Darüber hinaus wurde *greenius*, unterstützt durch das Projekt FreeGreenius¹ des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie, der Öffentlichkeit frei zur Verfügung gestellt.

Je nach Technologie wird für die Simulation eine Reihe unterschiedlicher Parameter

¹<http://freegreenius.dlr.de/>

benötigt. Unabhängig von der abzubildenden Technologie müssen folgende Parameter vorgegeben werden:

- Ökonomische Faktoren (Einspeisevergütung, spezifische Landkosten, etc.)
- Meteorologische Daten (Temperatur, Sonneneinstrahlung, Windstärke, etc.)
- Projektstandort (Geographische Lage, Bodenbeschaffenheit, etc.)
- Lastgang und Betriebsstrategie

Basierend auf diesen und den technologiespezifischen Daten, wird der Betrieb der Anlage für ein Jahr berechnet. Die zeitliche Auflösung kann variiert werden. Neben dem Standardwert von 60 Minuten ist es möglich die Auflösung auf 30, 20, 15 oder 10 Minuten zu erhöhen.

Abbildung von Parabolrinnenkraftwerken

Für die Abbildung von Parabolrinnenkraftwerken werden zusätzliche Informationen über die folgenden Anlagenbestandteile benötigt:

- Kollektor (Geometrische Daten, Nennwirkungsgrad, IAM, etc.)
- Kollektorfeld (Kollektoranzahl, Masse/Länge der Rohrleitungen, etc.)
- Thermischer Speicher (Kapazität, Verluste, etc.)
- Zusatzfeuerung (Leistung, Wirkungsgrad, Brennstoff, etc.)
- Kraftwerksblock

Als Wärmeübertragungsfluid stehen neben diversen Thermoölen, Flüssigsalz sowie Wasser (s. Kap. 3.3) zur Auswahl.

3.2. Grundlagen zur Berechnung von Parabolrinnenkraftwerken

In diesem Kapitel werden die Grundlagen zur Berechnung von Parabolrinnenkraftwerken sowie die in den Modellen verwendeten Approximierungen für die Bestimmung der vom Solarfeld bereitgestellten thermischen Leistung aus der Sonneneinstrahlung vorgestellt.

Ein Großteil des von der Sonne emittierten Lichts kommt nicht auf der Erdoberfläche an. Es wird an der Atmosphäre reflektiert und von der Ozonschicht, Aerosolen oder Wolken absorbiert. Der Teil der Sonneneinstrahlung, der die Erdoberfläche erreicht, wird als Globalstrahlung oder Global Horizontal Irradiance (GHI) bezeichnet und horizontal zur Erdoberfläche gemessen. Aerosole und Wolken haben neben Absorption und Reflektion den Effekt, dass sie die eintreffenden Lichtstrahlen streuen. Dieser Teil der Strahlung wird als diffuse Strahlung bezeichnet.

Für die Bestimmung der absorbierten Wärme von Solarkollektoren ist die direkte Strahlung maßgeblich, also der Teil, der ungehindert auf die Erdoberfläche trifft. Neben dem absoluten Wert der Einstrahlung spielt der Einfallswinkel eine große Rolle. Wenn die Sonne nicht senkrecht zum Kollektor steht, verteilt sich die Strahlung auf eine größere Fläche und die aufgenommene Leistung ist um den Kosinus des Winkels θ zwischen Sonne und Lot auf die Kollektoroberfläche reduziert (s. Abb. 3.1).

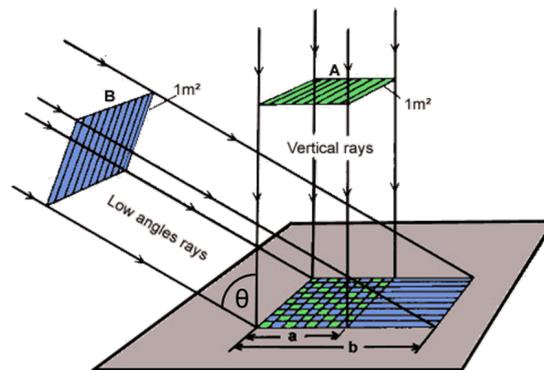


Abbildung 3.1.: Einfluss des Einfallswinkels auf die vom Kollektor absorbierte Leistung [3]

Die auf eine Fläche senkrecht zur Strahlrichtung der Sonne eintreffende direkte Strahlung wird als Direct Normal Irradiance (DNI) bezeichnet und üblicherweise in $\frac{W}{m^2}$ angegeben. Die auf den Kollektor treffende Strahlungsleistung \dot{Q}_{solar} ergibt sich aus DNI, Aperturfläche A_{apt} und dem Einfallswinkel θ zu

$$\dot{Q}_{solar} = DNI \cdot A_{apt} \cdot \cos(\theta) \quad (3.1)$$

Der optische Wirkungsgrad des Kollektors hängt von Reflektivität des Spiegels ρ_{Sp} , Transmissivität des gläsernen Absorberhüllrohrs τ_{Abs} und Absorptionsgrad des metallenen Absorberrohrs α_{Abs} ab. Spiegelfehler, Fertigungstoleranzen, etc. führen dazu, dass

ein Teil der Einstrahlung nicht auf das Absorberrohr reflektiert wird. Diese Verluste werden durch den Intercept-Faktor IC berücksichtigt. Der nominale optische Wirkungsgrad ergibt sich zu

$$\eta_{opt} = \rho_{Sp} \cdot \tau_{Abs} \cdot \alpha_{Abs} \cdot IC \quad (3.2)$$

Die vom Kollektor absorbierte Wärme wird durch Verschmutzung von Spiegel und Hüllrohr weiter reduziert. Um diesen Effekt möglichst gering zu halten, werden die Kollektoren regelmäßig gereinigt. In *greenius* wird der Einfluss der Verschmutzung durch den Sauberkeitsfaktor χ berücksichtigt. Er ist als Mittelwert der Spiegelsauberkeit über den Betrachtungszeitraum zu verstehen.

Neben den Kosinusverlusten treten am Kollektor optische Verluste bei schrägem Einfall der Sonnenstrahlen auf. An den Kollektorenden kommt es zu Verlusten, da Spiegel nicht bestrahlt werden bzw. Strahlung über das Absorberrohr hinaus reflektiert wird. Diese Verluste werden durch den Parameter η_{end} berücksichtigt. Des Weiteren variieren ρ_{Sp} , τ_{Abs} und α_{Abs} mit dem Einfallswinkel. Die reflektierten Sonnenstrahlen weiten sich auf und verfehlen das Absorberrohr, da sie einen längeren Weg zwischen Spiegel und Rohr zurücklegen müssen. In *greenius* werden diese Verluste durch den Incidence Angle Modifier (IAM) berücksichtigt. Bei zweiachsiger Nachführung beträgt der IAM 1. Im Falle der einachsigen Nachführung ist er für Parabolrinnenkollektoren

$$IAM = 1 - \frac{a_1\theta + a_2\theta^2 + a_3\theta^3}{\cos(\theta)} \quad (3.3)$$

Die Parameter a_1 , a_2 , a_3 müssen vom Benutzer vorgegeben werden. Sie werden üblicherweise vom Hersteller mit empirischen Tests bestimmt. In *greenius* sind die Werte einiger Kollektoren bereits integriert.

Durch die Temperaturdifferenz zwischen Fluid und Umgebung treten im Kollektor Wärmeverluste auf, die in *greenius* wie folgt abgebildet werden:

$$\dot{Q}_{WV} = A_{Apt} \cdot \left(b_0 (IAM \cdot \chi \cdot DNI) + b_1\Delta T + b_2\Delta T^2 + b_3\Delta T^3 + b_4\Delta T^4 \right) \quad (3.4)$$

mit

$$\Delta T = \begin{cases} \frac{T_{in} + T_{out}}{2} - T_{amb} & : \text{Einfaches Feldmodell} \\ T_j - T_{amb} & : \text{Erweitertes Feldmodell} \end{cases} \quad (3.5)$$

T_{in} und T_{out} entsprechen der Ein- bzw. Austrittstemperatur des Solarfeldes, T_j der Tem-

peratur im Abschnitt j und T_{amb} der Umgebungstemperatur. Die Regressionsparameter b_{1-4} müssen vom Benutzer vorgegeben werden.

In Abbildung 3.2 sind die Berechnungsschritte von DNI zu absorbiertes Kollektorleistung noch einmal zusammengefasst.

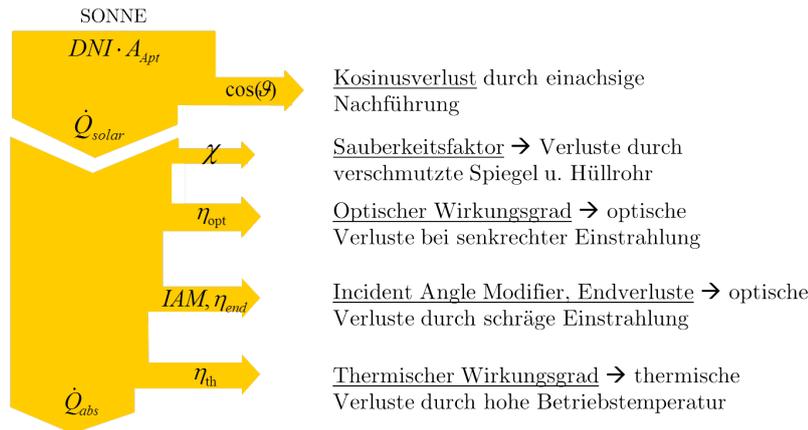


Abbildung 3.2.: Relevante Faktoren zur Bestimmung der vom Kollektor absorbierten Wärme [3]

In den Rohrleitungen und der Dampftrommel entstehen weitere Wärmeverluste, die als konstanter Verlust bezogen auf die Aperturfläche unter Vorgabe der Parameter k_{pipe} und k_{vessel} berücksichtigt werden.

Zur Bestimmung der thermischen Nutzenergie eines Loops Q_{out} wird der erste Hauptsatz der Thermodynamik angewendet. Bei der Wahl von Thermoöl oder Flüssigsalz als Arbeitsfluid wird zur Modellierung das vereinfachte Feldmodell verwendet. Für die Berechnung wird die durchschnittliche Fluidtemperatur des Solarfeldes \bar{T} genutzt [11]. Die nutzbare Wärme eines Loops Q_{out} ergibt sich aus Masse und Wärmekapazität von Fluid ($m_f, c_{p,f}$) und Rohrwand ($m_w, c_{p,w}$), der Differenz aus aktueller Temperatur \bar{T}_k und der des vorhergehenden Zeitschritts \bar{T}_{k-1} sowie der absorbierten Wärme Q_{abs} und den Wärmeverlusten Q_{WV} zu

$$Q_{out} = (m_f c_f + m_w c_{p,w}) (\bar{T}_k - \bar{T}_{k-1}) + Q_{abs} - Q_{WV} \quad (3.6)$$

Bei Verwendung von Wasser als Wärmeträgerfluid ergibt sich die thermische Nutzenergie aus dem erzeugten Dampfmassenstrom \dot{m}_D , dem Feedmassenstrom \dot{m}_{Feed} und der

Feedwasserenthalpie h_{Feed} zu

$$Q_{out} = \int \dot{m}_D (h_{Tau} - h_{Feed}) dt \quad (3.7)$$

Für die quasistationären Modelle ist der Dampfmassenstrom über den Zeitschritt konstant und Gleichung 3.7 vereinfacht sich zu

$$Q_{out} = \dot{m}_D (h_{Tau} - h_{Feed}) \cdot \Delta t \quad (3.8)$$

Da die Rechnung in *greenius* nur für einen Loop durchgeführt wird, muss zur Bestimmung des gesamten Solarfeldoutputs Q_{Sf} noch die Anzahl der sich im Feld befindlichen Loops n_{row} berücksichtigt werden. Es gilt

$$Q_{Sf} = n_{row} \cdot Q_{out} \quad (3.9)$$

Der produzierte Dampfmassenstrom ergibt sich aus Massenstrom \dot{m}_{out} und Dampfgehalt x_{out} am Feldaustritt zu

$$\dot{m}_D = \dot{m}_{out} \cdot x_{out} \quad (3.10)$$

Der Dampfgehalt ist durch die Zustandsgrößen Druck und Enthalpie eindeutig definiert.

Da der Dampfmassenstrom im dynamischen Modell über den Zeitschritt nicht konstant ist, geschieht die Auflösung von Gleichung 3.7 per numerischer Integration. Die Integrationsschrittweite Δt_s wird durch löserinterne Routinen gesteuert [12]. Um eine ausreichende Genauigkeit zu gewährleisten, wurde der Maximalwert auf eine Sekunde begrenzt. Durch Anwendung der Trapezregel zur Integration ergibt sich die Nutzenergie des Solarfelds zu

$$Q_{Sf} = n_{row} \cdot \sum_i 0.5(\dot{m}_{D,i} + \dot{m}_{D,i-1}) \Delta t_{s,i} \cdot (h_{Tau} - h_{Feed}) \quad (3.11)$$

3.3. Modellierung der Direktverdampfung

Für die Simulation von Direktverdampfungskraftwerken ist das vereinfachte Feldmodell aufgrund des Phasenwechsels des Fluids ungeeignet. Die Nichtberücksichtigung der im Nassdampfgebiet absorbierten latenten Wärme führt dazu, dass die Fluidaustrittstemperatur und somit die erzeugte Leistung des Kraftwerks falsch kalkuliert wird. Daher

wurde in *greenius* ein erweitertes Feldmodell implementiert, welches das Solarfeld in 12 bzw. 14 (inkl. Dampftrommel und Header) Abschnitte aufteilt und zur Berechnung die spezifische Enthalpie nutzt. Es entsteht ein nichtlineares Gleichungssystem (GLS), welches mit dem Löser KINSOL aus dem SUNDIALS-Paket gelöst wird (s. Kap. 3.5.1). Abb. 3.3 zeigt die Modellierung der Direktverdampfung im Rezirkulationsbetrieb in *greenius*.

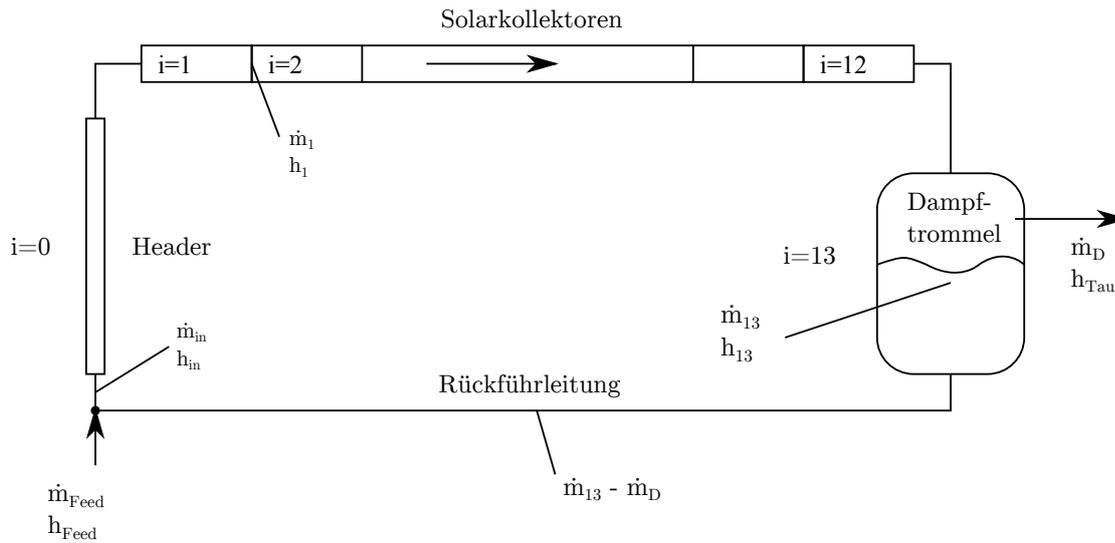


Abbildung 3.3.: Modellierung der Direktverdampfung im Rezirkulationsbetrieb

Die Sonnenkollektoren werden durch die Abschnitte 1-12 abgebildet. Abschnitt 13 entspricht der Dampftrommel und Abschnitt 0 dem Header.

Neben dem abgebildeten Rezirkulationsbetrieb für ein Verdampferfeld ist in *greenius* die Simulation weiterer Betriebskonzepte möglich. Solarfelder, denen hinter dem Verdampferfeld ein Überhitzerfeld angeschlossen ist, können ebenso simuliert werden wie Felder, die mit dem Durchlaufkonzept betrieben werden. Alle in dieser Arbeit ausgeführten Maßnahmen und Tests wurden für jedes der Betriebskonzepte durchgeführt. Da sie sich im Allgemeinen sehr ähnlich sind, wird auf die genaue Erläuterung aller drei Konzepte verzichtet und exemplarisch der Rezirkulationsbetrieb betrachtet.

3.3.1. Quasistationärer Ansatz

In der Vergangenheit basierte die Modellierung der Direktverdampfung in *greenius* auf einem rein quasistationären (qs.) Ansatz. Ändert sich zu Beginn eines Zeitschritts die

eingestrahle Leistung, so geht das System verzögerungsfrei in den neuen Gleichgewichtszustand über. Der Fluidmassenstrom jedes Zeitschritts \dot{m}^k ist im gesamten Solarfeld konstant. Der Druck wird in Form eines linearen Profils vorgegeben und ist zeitlich konstant. Die Temperatur der Rohrwand wird als identisch zu der des Fluids angenommen.

In Abbildung 3.4 ist exemplarisch ein diskretisiertes Element des Solarfeldes inklusive der für die Berechnung relevanten Parameter und Variablen zu sehen.

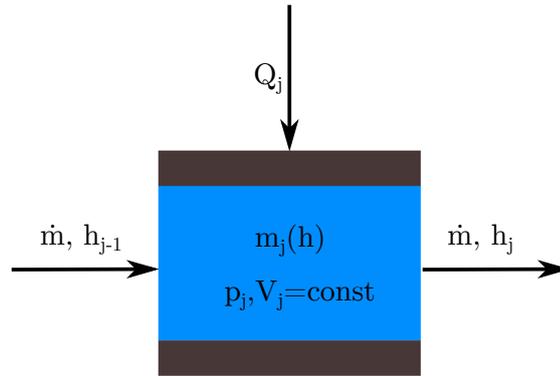


Abbildung 3.4.: Diskretes Element des Solarfeldes für den quasistationären Ansatz

Masse m und Temperatur T sind durch die Zustandsgrößen Druck und spezifische Enthalpie eindeutig bestimmt. Der Nettowärmeinput Q_j^k wird aus Sonneneinstrahlung, Kollektorgeometrie und Wärmeverlusten im Solarfeld berechnet. Die Schrittweite Δt , Masse und Wärmekapazität der Rohrwand ($m_w, c_{p,w}$) werden vom Nutzer durch die Inputdaten vorgegeben. Somit verbleibt als einzige Unbekannte die spezifische Enthalpie h_j^k .

Die Energiebilanz für den Abschnitt j im Zeitschritt k ergibt sich zu

$$Q_j^k = \underbrace{\dot{m}^k (h_j^k - h_{j-1}^k)}_{\text{Konvektiver Transport}} \Delta t + \underbrace{m_j^k h_j^k - m_j^{k-1} h_j^{k-1}}_{\text{Aufheizung Massendifferenz}} + \underbrace{m_w c_{p,w} (T_j^k - T_j^{k-1})}_{\text{Aufheizung Rohrwand}} \quad (3.12)$$

3.3.2. Modifizierter Ansatz

Momentan basiert das erweiterte Feldmodell auf einem modifizierten (mod.) quasistationären Ansatz. Der modifizierte Ansatz berücksichtigt die Variation von Massenstrom und Fluidmasse, die sich beim Aufheizen und Abkühlen aus der Veränderung der Dichte ergibt. Da das Rohrvolumen V konstant ist, führt eine Dichteänderung dazu, dass sich die Fluidmasse des Elements ebenfalls ändert. Der Massenstrom, der den Abschnitt j

im Zeitschritt k verlässt, ergibt sich zu

$$\dot{m}_j^k = \dot{m}_{j-1}^k - \frac{m_j^k - m_j^{k-1}}{\Delta t} \quad (3.13)$$

In Abbildung 3.5 ist exemplarisch ein diskretisiertes Element des Solarfeldes inklusive der für die Berechnung relevanten Parameter und Variablen zu sehen.

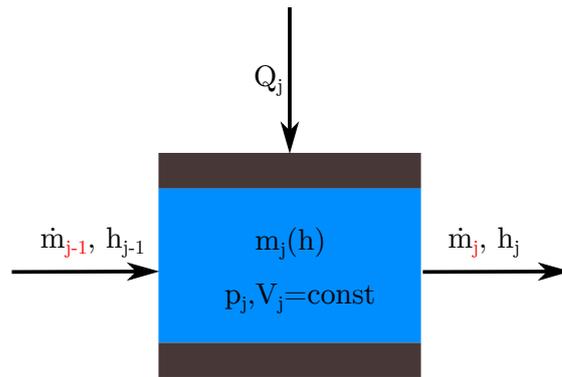


Abbildung 3.5.: Diskretes Element des Solarfeldes für den modifizierten Ansatz; Änderungen gegenüber dem qs. Ansatz in rot

Die übrigen Variablen sind äquivalent zum quasistationären Ansatz definiert. Somit ergibt sich die Energiebilanz für den Abschnitt j im Zeitschritt k zu

$$Q_j^k = \underbrace{(\dot{m}_j^k h_j^k - \dot{m}_{j-1}^k h_{j-1}^k)}_{\text{Konvektiver Transport}} \Delta t + \underbrace{m_j^k h_j^k - m_j^{k-1} h_j^{k-1}}_{\text{Aufheizung Massendifferenz}} + \underbrace{m_w c_{p,w} (T_j^k - T_j^{k-1})}_{\text{Aufheizung Rohrwand}} \quad (3.14)$$

Für das erste Element wird \dot{m}_{j-1}^k durch den nominellen Eintrittsmassenstrom \dot{m}_{in} ersetzt.

Beim Aufheizen kann es durch die Ausdehnung des Fluids dazu kommen, dass der Massenstrom am Austritt des Loops größer als der Eintrittsmassenstrom ist. Bis dato wurde die überflüssige Wassermasse aus dem System befördert und als Verlust registriert. In realen Anlagen wird das vorgewärmte Wasser jedoch zu einem späteren Zeitpunkt wieder dem System zugeführt. Deshalb wurde im Modell jeweils ein Pufferspeicher für flüssiges Wasser und Wasserdampf implementiert, in denen die ausgetriebene, vorgewärmte Wassermasse gespeichert wird. Befindet sich das System im Nominalbetrieb, wird das heiße Wasser wieder ins System gepumpt und mit dem Feedwassermassenstrom gemischt. Der Wasserdampf wird über einen Wärmeübertrager zum weiteren Vorwärmen des Feedwas-

sermassenstroms genutzt. Somit wird die dem System entnommene thermische Energie, abzüglich der Wärmeverluste im Pufferspeicher und Wärmeübertrager, zurückgewonnen. Im Once-Through-Betrieb erzeugter Dampf mit einer Temperatur unterhalb der nominellen Eintrittstemperatur der Turbine kann dem Pufferspeicher ebenfalls zugeführt werden.

3.3.3. Dynamischer Ansatz

Quasistationäre Modelle ignorieren den transienten Übergang des Systems in den neuen Gleichgewichtszustand bei einer Veränderung der Sonneneinstrahlung. Um diese Effekte abbilden zu können, wurde ein dynamischer (dyn.) Ansatz nach Hirsch gewählt [13]. Dieser basiert auf den Navier-Stokes-Gleichungen für den eindimensionalen Fall, die mit folgenden, vereinfachenden Annahmen in eine lösbare Form gebracht werden:

- Die Neigung des Rohrs und die axiale Wärmeleitung ist vernachlässigbar.
- Druckänderungen sind sehr schnell gegenüber Enthalpieänderungen.
- Die Änderung der kinetischen Energie wird vernachlässigt.
- Der Querschnitt der Bilanzräume ist konstant.
- Die Temperaturen von Fluid und Rohrwand stimmen überein.

In Abhängigkeit von Druck p , Dichte ρ , Strömungsgeschwindigkeit v , innerer Energie u , Volumen von Fluid V_{fluid} , Rohrwand V_w und des gesamten Systems V , spezifischer Wärmekapazität der Rohrwand $c_{p,w}$, spezifischer Enthalpie h und Nettowärmestrom \dot{Q} ergibt sich folgendes System gekoppelter Differential-Algebraischer Gleichungen (DAE):

Massenerhaltung:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\delta(\rho v)}{\partial z} = 0 \quad (3.15)$$

Energieerhaltung:

$$\frac{\partial \left(\rho u + \frac{V_w}{V_{fluid}} \rho_w c_{p,w} T \right)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v h)}{\partial z} = \frac{\dot{Q}}{V} \quad (3.16)$$

Impulserhaltung:

$$\frac{\partial p}{\partial z} = \Delta p(t) \quad (3.17)$$

Im Gegensatz zu den quasistationären Modellen ist der Druck zeitlich nicht konstant. Als Unbekannte ergeben sich spezifische Enthalpie, Druck und Massenstrom jedes Abschnitts.

Basierend auf der Arbeit von Hirsch wurde am DLR eine Implementierung des Modells in Delphi erstellt [14], die im Rahmen dieser Arbeit genutzt und weiterentwickelt wurde. Die erforderlichen Annahmen, Umformungen und Diskretisierungen um das System auf eine numerisch lösbare Form zu bringen werden in [13] und [14] beschrieben.

3.3.4. Betriebsmodi

Im praktischen Betrieb wird der Betriebsmassenstrom dem Zustand des Systems und der Sonneneinstrahlung angepasst um den Eigenverbrauch des Solarfeldes zu reduzieren. So wird z.B. nachts die Umwälzpumpe ausgeschaltet. Im Modell existieren für den Rezirkulationsbetrieb die folgenden Betriebsmodi:

Modus 0

Modus 0 entspricht dem Nachtbetrieb von Parabolrinnenkraftwerken. Es wird kein Dampf produziert. Da die Reduktion des Massenstroms auf 0 numerisch problematisch ist, wird er stattdessen auf den Minimalmassenstrom reduziert. Beträgt die DNI weniger als $30 \frac{\text{W}}{\text{m}^2}$ entspricht der Minimalmassenstrom 5 % des nominellen Massenstroms. Ansonsten wird ein vom Benutzer vorgegebener Wert verwendet.

Modus 1

In Modus 1 findet ebenfalls keine Dampfproduktion statt. Der Massenstrom entspricht jedoch dem nominellen Massenstrom. Das System befindet sich in Modus 1, falls in Modus 0 auf Grund des geringeren Massenstroms Dampf produziert werden würde, die Sonneneinstrahlung für die Verdampfung des Nominalmassenstroms aber nicht ausreicht. Modus 1 kann somit als Übergangsbetrieb betrachtet werden.

Modus 2

Modus 2 entspricht dem Normalbetrieb des Systems. Es wird mit dem Nominalmassenstrom betrieben und Dampf wird produziert.

3.4. Mathematische Theorie der Lösungsverfahren

In diesem Kapitel wird die mathematische Theorie der in dieser Arbeit verwendeten Verfahren zur Lösung von nichtlinearen Gleichungssystemen vorgestellt. Zunächst wird das wohl bekannteste Verfahren zur Lösung nichtlinearer GLS, das Newton-Verfahren, vorgestellt. Im Anschluss wird mit der General Minimum Residual Method (GMRES) auf ein iteratives Verfahren zur Lösung linearer Gleichungssysteme eingegangen. Abschließend werden Methoden zur Vorkonditionierung linearer Systeme erläutert.

3.4.1. Newton-Verfahren

Das Newton-Verfahren ist ein Verfahren zur numerischen Bestimmung von Nullstellen einer Funktion. Da die Bestimmung der Nullstellen einer Funktion $f(x)$ äquivalent zur Lösung des Systems $f(x) = 0$ ist, kann es zur numerischen Lösung nichtlinearer Gleichungssysteme verwendet werden. Die Herleitung des Newton-Verfahrens erfolgt nach [16].

Gegeben sei ein Gleichungssystem der Form

$$f(x) = 0 \quad (3.18)$$

wobei $f : \mathbb{R}^n \rightarrow \mathbb{R}^n$ ($n \geq 1$) eine zweimal stetig differenzierbare vektorwertige Funktion ist.

Bezeichnet man mit x_i^k die i -te Komponente des Vektors x im k -ten Iterationsschritt so ergibt die Taylorentwicklung der Komponente f_i um x^k

$$f_i(x) = f_i(x^k) + \sum_{j=1}^n \frac{\partial f_i(x^k)}{\partial x_j} (x_j - x_j^k) + \mathcal{O} \left(\|x - x^k\|_2^2 \right), \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (3.19)$$

Mit der Definition der Jacobi-Matrix (JM) von f als

$$J(x) = \begin{pmatrix} \frac{\partial f_1(x)}{\partial x_1} & \dots & \frac{\partial f_1(x)}{\partial x_n} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial f_n(x)}{\partial x_1} & \dots & \frac{\partial f_n(x)}{\partial x_n} \end{pmatrix} \quad (3.20)$$

vereinfacht sich Gleichung 3.19 zu

$$f(x) = f(x^k) + J(x^k)(x - x^k) + \mathcal{O}\left(\|x - x^k\|_2^2\right) \quad (3.21)$$

Man bestimmt nun die Nullstelle x^{k+1} der linearen Näherung von f in x^k , d.h. des Taylorpolynoms ersten Grades:

$$0 = f(x^k) + J(x^k)(x^{k+1} - x^k) \quad (3.22)$$

Falls J in x^k nicht-singulär ist erhält man aus Gl. 3.22

$$x^{k+1} = x^k - (J(x^k))^{-1}f(x^k) \quad (3.23)$$

Da die Berechnung der Inversen von $J(x^k)$ aufwändig ist, muss sie bei der numerischen Durchführung des Verfahrens vermieden werden. Man geht stattdessen folgendermaßen vor. Die Korrektur $s^k = -(J(x^k))^{-1}f(x^k)$ ist gerade die Lösung des Gleichungssystems

$$J(x^k)s^k = -f(x^k) \quad (3.24)$$

Gl. 3.24 kann z.B. per LR-Zerlegung mit Spaltenpivotisierung mit einem deutlich geringeren Aufwand als über die Bestimmung der Inversen ($\frac{1}{3}n^3$ gegenüber $\frac{4}{3}n^3$) gelöst werden.

Die Nullstelle wird also iterativ bestimmt indem man zu einem gegebenen Startwert x_0 folgenden Algorithmus unter Vorgabe eines relativen (ϵ_{rel}) und/oder absoluten (ϵ_{abs}) Konvergenzkriteriums durchführt:

Für $k = 0, 1, 2, \dots$ bis zur Konvergenz:

- (1) Berechne $f(x^k)$ und $J(x^k)$
- (2) Löse $J(x^k)s^k = -f(x^k)$
- (3) Setze $x_{k+1} = x^k + s^k$
- (4) Test auf Konvergenz: $\frac{|x_{k+1} - x_k|}{|x_k|} \leq \epsilon_{rel}$ oder $|x_{k+1} - x_k| \leq \epsilon_{abs}$

Es kann gezeigt werden, dass das Newton-Verfahren unter einer Reihe von Voraussetzungen lokal quadratisch konvergiert [16]. Da das Verfahren im Allgemeinen keine globale Konvergenz aufweist, hängt der Erfolg der Iteration wesentlich von den gewählten Startwerten ab.

In der Praxis ist der aufwendigste Teil der Lösung von nichtlinearen Systemen häufig die Berechnung der Jacobi-Matrix $J(x^k)$. Deshalb wurde das vereinfachte Newton-Verfahren entwickelt, welches ausnutzt, dass sich die Jacobi-Matrix bei passender Wahl der Startwerte von einem Iterationsschritt zum nächsten nicht abrupt ändert. Beim vereinfachten Newton-Verfahren wird nicht in jedem Iterationsschritt eine neue Jacobi-Matrix aufgestellt, sondern nur alle i Iterationsschritte. Der Lösungsalgorithmus ist äquivalent zu dem des Newton-Verfahrens, nur dass in Schritt (3)

$$J(x^j)s^k = -f(x^k), \quad \text{mit } j = (k \operatorname{div} i) \cdot i \quad (3.25)$$

gelöst wird. Dadurch geht zwar die quadratische Konvergenz verloren, der zusätzliche Rechenaufwand durch den Anstieg der benötigten Iterationen wird durch die Einsparung der kostspieligen Jacobi-Matrix-Berechnungen jedoch meist überkompensiert.

3.4.2. Generalized Minimum Residual Method

Die GMRES gehört zur Klasse der Krylow-Unterraum-Verfahren (KUV) und ist ein bedeutendes Verfahren zur Lösung großer, dünnbesetzter, linearer Gleichungssysteme. Für diese ist die Lösung per direkten Verfahren aufgrund des hohen Rechenaufwands nicht praktikabel. Sie kann zur Auflösung von Gl. 3.24 eingesetzt werden und das Newton-Verfahren, je nach GLS, deutlich beschleunigen. Auf eine Herleitung des Verfahrens wird hier verzichtet und auf [17] verwiesen.

Krylow-Unterraum-Verfahren gehören zu den iterativen Verfahren und benötigen zur Lösung lediglich Matrix-Vektor-Multiplikationen (\mathcal{O}^2) und Skalarprodukte (\mathcal{O}) anstatt der bei den direkten Verfahren verwendeten kostspieligen Matrix-Matrix-Operationen (\mathcal{O}^3). Bei dünnbesetzten Matrizen verringert sich der Aufwand der KUV um eine weitere Potenz. Somit können auch sehr große Systeme mit der GMRES verhältnismäßig schnell gelöst werden.

Sei $Ax = b$ ein lineares Gleichungssystem mit $A \in \mathbb{R}^{n \times n}$, $x, b \in \mathbb{R}^n$. Die Lösung des GLS ist äquivalent zur Minimierung des Residuums r

$$r = \|Ax - b\|_2 \quad (3.26)$$

KUV minimieren das Residuum r , indem sie Näherungslösungen aus Krylow-Unterräumen K von $\mathbb{R}^{m \times m}$ mit $m < n$ extrahieren, bis eine konvergente Lösung erreicht wird. Der Aufwand für die Bestimmung der Näherungslösungen ist für kleine m gering [17].

Iterative Verfahren sind im Vergleich zu direkten Verfahren erheblich weniger robust. Daher ist es zwingend notwendig eine geeignete Präkonditionierung durchzuführen (s. Kap. 3.4.3). So konvergieren KUV ohne Präkonditionierung in vielen Fällen überhaupt nicht oder nur sehr langsam.

3.4.3. Präkonditionierung

Die Konvergenzgeschwindigkeit der Lösung linearer Gleichungssysteme hängt wesentlich von der Kondition der Koeffizientenmatrix A ab. Mit der relativen Kondition eines Problems bezeichnet man das Verhältnis des relativen Ausgabefehlers zum relativen Eingabefehler, also die Sensitivität des Problems unter Störung der Eingabedaten [16]. Bei schlecht konditionierten Problemen führt der unvermeidbare Rundungsfehler durch das Rechnen mit Maschinenzahlen dazu, dass mehr Iterationen bis zur Konvergenz benötigt werden oder das Problem sogar divergiert.

Sei f das mathematische Problem, x die exakten und \tilde{x} die gestörten Eingabedaten. Die relative Konditionszahl ist definiert als

$$\kappa_{rel} = \left\| \frac{f(\tilde{x}) - f(x)}{f(x)} \right\| \cdot \left\| \frac{x}{\tilde{x} - x} \right\| \quad (3.27)$$

Als Vorkonditionierung bezeichnet man die Umformung eines Problems in einer Form, die die ursprüngliche Lösung erhält und sich positiv auf Kondition und Konvergenz auswirkt. Im Falle der linearen Vorkonditionierung geschieht dies durch Multiplikation des ursprünglichen Gleichungssystems mit einer Matrix M von rechts oder links. Hier wird kurz auf die in dieser Arbeit verwendeten Verfahren eingegangen.

Zeilenskalierung

Eine einfache Methode die Konditionszahl einer Matrix zu verringern ist die Zeilenskalierung, auch als Zeilenäquibrierung bekannt. Das Gleichungssystem $Ax = b$ wird durch eine Matrixmultiplikation von links in ein äquivalentes System

$$DAx = Db \quad (3.28)$$

umgewandelt, wobei D eine Diagonalmatrix mit $D = \text{diag}(d_1, \dots, d_n)$ bezeichnet.

Eine simple Methode ist die Minimierung der Kondition bezüglich der Maximumnorm. Bezeichnet a_{ij} das Element in Zeile i und Spalte j der Matrix A , betragen die Diagonaleinträge von D

$$d_i = \left(\sum_{j=1}^n \|a_{ij}\| \right)^{-1} \quad (3.29)$$

und die Betragssummen aller Zeilen von DA ergeben sich zu eins.

Approximierung der Inversen

Die ideale Matrix zur Vorkonditionierung ist die Inverse der Koeffizientenmatrix A^{-1} . In diesem Fall ergibt sich die Lösung im ersten Iterationsschritt direkt zu

$$\begin{aligned} A^{-1}Ax &= A^{-1}b \\ x &= A^{-1}b \end{aligned} \quad (3.30)$$

Die Berechnung der Inversen ist jedoch aufwändiger als die Lösung des Problems [16]. Daher gibt es eine Vielzahl von Methoden um die Inverse mit vertretbarem Aufwand möglichst gut zu approximieren. In Kapitel 4.3.4 wird auf die in dieser Arbeit verwendeten Methoden näher eingegangen.

3.5. Lösungspaket SUNDIALS

SUNDIALS (SUite of Nonlinear and Differential/ALgebraic equation Solvers) ist ein in der Sprache ANSI C programmiertes Softwarepaket des Center for Applied Scientific Computing am Lawrence Livermore National Laboratory. Es kann frei benutzt und weiterverbreitet werden und beinhaltet folgende Lösungspakete:

- CVODE: Löser für gewöhnliche Differentialgleichungen
- IDA: Löser für Differential-Algebraische Gleichungen
- KINSOL: Löser für nichtlineare algebraische Systeme

Die Berechnung von Direktverdampfungskraftwerken erfordert für jeden Abschnitt die Auflösung von Gleichung 3.14 nach der spezifischen Enthalpie. Daraus resultiert aufgrund der Abhängigkeit der Masse und des Massenstroms von der Enthalpie ein nichtlineares Gleichungssystem. In *greenius* wird dieses System mit Hilfe des Löser KINSOL gelöst. Für die Auflösung des im dynamischen Modell entstehenden Differential-Algebraischen Systems wird der Löser IDA verwendet.

3.5.1. KINSOL

Das mit KINSOL zu lösende nichtlineare Gleichungssystem muss in der Form

$$f(x) = 0, \quad x \in \mathbb{R}^n \quad (3.31)$$

vorliegen. Die Lösung basiert auf dem Newton-Verfahren (s. Kap. 3.4.1) und erfolgt somit iterativ. Für die Lösung des in Gleichung 3.24 aufgestellten linearen Gleichungssystems stehen in KINSOL direkte und iterative Lösungsverfahren zur Verfügung. Die direkte Lösung erfolgt per LR-Zerlegung mit Spaltenpivotisierung. Für die iterative Lösung stehen die folgenden Methoden aus der Klasse der Krylow-Unterraum-Verfahren zur Verfügung:

- GMRES: Generalized Minimal Residual
- Bi-CGStab: Bi-Conjugate Gradient Stabilized
- TFQMR: Transpose-Free Quasi Minimal Residual

Es ist nicht möglich eine allgemeingültige Aussage darüber zu treffen, welches dieser Verfahren am besten für die Lösung von nichtsymmetrischen linearen Gleichungssystemen geeignet ist [15]. Da das KINSOL Benutzerhandbuch die Verwendung der GMRES empfiehlt und diese sich in eigenen Tests als schnellstes und stabilstes der drei iterativen Lösungsverfahren erwiesen hat, wird in dieser Arbeit nur diese Methode verwendet und näher erläutert (s. Kap. 3.4.2).

KINSOL ist so ausgelegt, dass die Nutzung selbst ohne große Kenntnisse über das zu lösende System möglich ist. Sind genauere Kenntnisse vorhanden, können diese durch vorgefertigte Funktionen in den Lösungsalgorithmus implementiert werden um die Lösung effizienter und somit schneller zu gestalten. Hierauf wird in Kapitel 4 genauer eingegangen, wenn die aktuelle Implementierung und die vorgenommenen Veränderungen diskutiert werden.

3.5.2. IDA

IDA löst Anfangswertprobleme Differential-Algebraischer Systeme der Form

$$f(t, x, \dot{x}) = 0, \quad t, x, \dot{x} \in \mathbb{R}^n \quad (3.32)$$

Dabei entspricht t der unabhängigen Variablen und $\dot{x} = \frac{dx}{dt}$. Die Anfangswerte $x_0 = x(t_0)$ und $\dot{x}_0 = \dot{x}(t_0)$ müssen gegeben sein.

Die verwendete Integrationsmethode zur Approximierung der Ableitung \dot{x} ist das Rückwärts-Differenzenverfahren oder Backward Differentiation Formula (BDF) mit variabler Ordnung (1-5) und Koeffizienten. Das BDF der Ordnung q ergibt sich zu

$$\dot{x}_n = \frac{\sum_{i=0}^q \alpha_{n,i} x_{n-i}}{t_n - t_{n-1}} \quad (3.33)$$

Der Koeffizient $\alpha_{n,i}$ wird aus der Ordnung und den vorhergehenden Schrittweiten des Verfahrens bestimmt.

Die Anwendung des BDF-Verfahrens auf das DAE-System transformiert dieses in ein nichtlineares algebraisches System für jeden Zeitschritt. Die Auflösung dieses Systems erfolgt äquivalent zur Lösung nichtlinearer GLS in KINSOL.

4

Implementierung

Während die Berechnung von Parabolrinnenkraftwerken mit dem einfachen Feldmodell auf aktuellen Privatrechnern (z.B. auf einem Intel i7-3770-Prozessor mit 3,4 GHz) innerhalb von 2 s abgeschlossen ist, übersteigt die Berechnungsdauer des erweiterten Feldmodells diese ca. um den Faktor 25. Ausschlaggebend dafür sind die erhöhte Komplexität und örtliche Auflösung des erweiterten Feldmodells.

Es wird angenommen, dass die Leistungsfähigkeit des Löser nicht optimal ausgenutzt wird. Aktuell wird die Jacobi-Matrix automatisch durch eine im Löser integrierte Routine berechnet ohne die Kenntnisse über physikalische Zusammenhänge und Modell zu berücksichtigen. Die Identifikation und Verwirklichung des Leistungspotenzials des Löser ist daher ein zentraler Aspekt dieser Arbeit.

4.1. Aktuelle Implementierung des KINSOL-Lösers

Die Anwendung des KINSOL-Lösers besteht im Wesentlichen aus zwei Schritten: Der Initialisierung und der Lösung des Problems. Dabei sind folgende Schritte zwingend erforderlich:

- Speicherallokation und Definition der Problemdimension N
- Vorgabe der Systemfunktion SysFunc, in der das zu lösende GLS aufgestellt wird
- Vorgabe der Startwerte
- Auswahl des linearen Lösungsverfahrens zur Lösung von Gleichung 3.24
- Aufruf des Löser
- Speicherfreigabe

Darüber hinaus ist eine Vielzahl weiterer Vorgaben möglich, von denen bis jetzt die folgenden implementiert sind:

- Vorgabe der maximalen Anzahl nichtlinearer Iterationen
- Beschränkung der Lösung auf nichtnegative Werte
- Erzwingen der Jacobi-Matrix-Berechnung in jedem Iterationsschritt

Die automatische Berechnung der Jacobi-Matrix durch KINSOL geschieht per numerischer Differentiation. Die Ableitungen $\frac{\partial f_i}{\partial x_j}$ werden durch die Differenzenquotienten

$$J_{ij} = \frac{f_i(x + \Delta x_j e_j) - f_i(x)}{\Delta x_j} \quad (4.1)$$

approximiert. e_j entspricht dem j -ten Basisvektor und $\Delta x_j \ll x_j$ wird abhängig von Rechengenauigkeit, aktuellem Wert der Variablen x_j und Skalierung d_j^x bestimmt. Zur Berechnung muss die Systemfunktion insgesamt N mal aufgerufen werden mit

$$x = (x_0, \dots, x_{j-1}, x_j + \Delta x_j, x_{j+1}, \dots, x_{n-1})^T, \quad \text{für } 0 \leq j < N \quad (4.2)$$

In *greenius* übersteigt die Problemdimension N die Anzahl der Abschnitte n , in die das Solarfeld eingeteilt wurde, um eins und beträgt somit $N = n + 1 = 15$. Für die ersten n Elemente des Lösungsvektors entspricht das Element x_j der spezifischen Enthalpie h_j des Abschnitts j , d.h. es gilt

$$x_j = h_j, \quad \text{für } 0 \leq j \leq n - 1 \quad (4.3)$$

Je nach Betriebsmodus (s. Kap. 3.3.4) variiert das letzte Element des Lösungsvektors x_n . Falls kein Dampf produziert wird, wird die letzte Unbekannte nicht benötigt. Sie wird in diesem Fall der Enthalpie des letzten Elements gleichgesetzt um Probleme mit dem Löser zu vermeiden. Wird Dampf produziert, entspricht x_n dem produzierten Dampfmassenstrom \dot{m}_D . Über die Massenbilanz um Dampfabscheider und Mischer (s. Abb. 4.1) wird aus dem Dampfmassenstrom der Feedmassenstrom \dot{m}_{Feed} berechnet. Er ergibt sich im mod. Modell zu

$$\dot{m}_{Feed} = \dot{m}_{out} - \dot{m}_{in} + \dot{m}_D \quad (4.4)$$

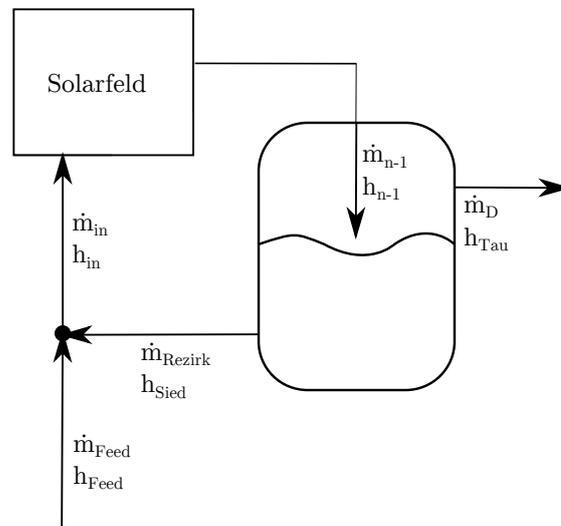


Abbildung 4.1.: Massenbilanz des Solarfelds

Für das quasistationäre Modell gilt $\dot{m}_{out} = \dot{m}_{in}$ und Gleichung 4.4 vereinfacht sich zu

$$\dot{m}_{Feed} = \dot{m}_D \quad (4.5)$$

4.2. Analyse der Jacobi-Matrix

Die Geschwindigkeit des Lösers hängt wesentlich von der Berechnung der Jacobi-Matrix sowie der Lösung des Gleichungssystems $Jx = -f(x)$ ab. Daher wurde die Struktur der Jacobi-Matrix analysiert mit dem Ziel Ansätze zur Optimierung des Lösungsverfahrens abzuleiten. Die Analyse wird aufgrund der numerischen Ähnlichkeit der unterschiedlichen Betriebskonzepte an dieser Stelle nur für den in der Praxis gängigsten, den Rezirkulationsbetrieb, durchgeführt. Sie wurde, mit vergleichbaren Ergebnissen, aber auch für die anderen Betriebskonzepte erstellt.

Aus Gleichung 3.14 geht hervor, dass die Energiebilanz der Abschnitte $1 \leq j \leq n - 1$ lediglich von den Enthalpien h_j und h_{j-1} abhängt. Die Energiebilanz des kalten Headers (Abschnitt 0) ist aufgrund der Rezirkulation abhängig von h_1 und h_{n-1} . Somit wurde folgende Struktur der Jacobi-Matrix erwartet:

$$J = \begin{pmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial x_1} & 0 & \dots & 0 & \frac{\partial f_1}{\partial x_n} \\ \frac{\partial f_2}{\partial x_1} & \frac{\partial f_2}{\partial x_2} & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ 0 & \dots & \frac{\partial f_{n-1}}{\partial x_{n-2}} & \frac{\partial f_{n-1}}{\partial x_{n-1}} & 0 \\ 0 & 0 & \dots & \frac{\partial f_n}{\partial x_{n-1}} & \frac{\partial f_n}{\partial x_n} \end{pmatrix} \quad (4.6)$$

Entgegen der Erwartungen zeigte sich in Untersuchungen des mod. Modells, dass die Elemente J_{ij} für $j < i - 1$ (unterhalb der Hauptdiagonalen) ebenfalls von 0 abweichen. Dies ist auf die Abhängigkeit des Massenstroms \dot{m}_j von der Enthalpie h_j zurückzuführen. Mit steigender Enthalpie nehmen die Dichte und, aufgrund des konstanten Volumens, die sich im Abschnitt j befindliche Masse ab. Nach Gleichung 3.13 steigt der den Abschnitt verlassende Massenstrom, der alle folgenden Energiebilanzen beeinflusst. Obwohl diese Elemente mindestens um den Faktor 10^{-2} kleiner als die Elemente der beiden Hauptdiagonalen sind, führt eine Vernachlässigung dazu, dass Konvergenz nicht mehr für jeden Zeitschritt gewährleistet ist.

Da der Massenstrom beim quasistationären Ansatz konstant und unabhängig von der Enthalpie, ist tritt der beim modifizierten Ansatz zu beobachtende Kaskadeneffekt nicht auf. Die Jacobi-Matrix weist die in Gl. 4.6 dargestellte Struktur auf.

4.3. Implementierte Optimierungsmaßnahmen

Im Folgenden werden die implementierten Optimierungsmaßnahmen vorgestellt. Die Auswirkungen der Maßnahmen werden diskutiert und die Ergebnisse der Effizienzsteigerung der Berechnung dargestellt.

4.3.1. Aktualisierung der Jacobi-Matrix

Um die Anzahl der aufwendigen Jacobi-Matrix-Berechnungen zu reduzieren, wurde das Newton-Verfahren durch das vereinfachte Newton Verfahren ersetzt (s. Kap. 3.4.1). Es wurden unterschiedliche Abstände der Iterationsschritte, nach denen eine Neuberech-

nung der Jacobi-Matrix erzwungen wird, getestet. Dabei zeigte sich, dass der optimale Abstand abhängig vom Aufwand der Jacobi-Matrix-Berechnung ist. Als diese zu Beginn der Optimierungsmaßnahmen noch relativ kostspielig war, erwies sich in empirischen Tests eine Aktualisierung alle 10-20 Iterationen als optimal. Im weiteren Verlauf der Arbeit gelang es die Kosten der Jacobi-Matrix-Kalkulation erheblich zu reduzieren (s. Kap. 4.3.2). Dies führte zu einer Reduktion des optimalen Abstands auf 2. Der Mehraufwand durch die höhere Anzahl an Iterationen wurde nicht mehr durch die Einsparung von Jacobi-Matrix-Berechnungen kompensiert.

Die Schrittweite darf nicht als fester Wert aufgefasst werden, sondern ist lediglich ein Aspekt der Prüfroutine des Löser. Die übrigen Ereignisse, die eine Neuberechnung der Jacobi-Matrix auslösen, sind im KINSOL-Benutzerhandbuch zu finden [18].

4.3.2. Manuelle Berechnung der Jacobi-Matrix

Neben der automatischen Berechnung ermöglicht KINSOL dem Nutzer die manuelle Vorgabe der Jacobi-Matrix. Damit ist es möglich die Kenntnisse über Problem und Modell zu berücksichtigen um den Berechnungsaufwand zu reduzieren. Beispielsweise zeigte sich bei der Analyse der Jacobi-Matrix, dass eine Enthalpieänderung im Abschnitt j keine Auswirkungen auf die Abschnitte i für $i < j$ hat. Somit gilt

$$\frac{\delta f_i}{\delta x_j} = 0, \quad \text{für } i < j < n \quad (4.7)$$

und auf die Berechnung der entsprechenden Jacobi-Matrix-Elemente kann verzichtet werden. Eine genaue Analyse des Quellcodes der Systemfunktion ergab weiteres Optimierungspotenzial, u.a. durch den Verzicht auf redundante Berechnungen. Für die Berechnung des Elements J_{ij} müssen Masse m_i , Massenstrom \dot{m}_i und Dampfgehalt x_i für $i < j$ z.B. nicht in jedem Schritt neu ermittelt werden, da eine Variation der Enthalpie im Abschnitt j die vorherigen Abschnitte des Loops nicht beeinflusst.

Zur manuellen Berechnung der Jacobi-Matrix wird ebenfalls die in Kapitel 4.1 beschriebene Methode der numerischen Differentiation verwendet.

4.3.3. Skalierung

Zur Verbesserung der Konvergenzeigenschaften schlecht konditionierter Systeme ermöglicht KINSOL die Skalierung sowohl des Lösungs-, als auch des Residuumsvektors per Diagonalmatrizen. Das modifizierte lineare Gleichungssystem ergibt sich aus Gl. 3.24 zu

$$\left(D_f J D_x^{-1}\right) (D_x x) = -D_f f(x) \quad (4.8)$$

Diese Form der Skalierung unterscheidet sich von der in Kapitel 3.4.3 beschriebenen Methode insofern, dass nicht die Koeffizientenmatrix des linearen Gleichungssystems (in unserem Fall die Jacobi-Matrix), sondern der Residuums- und Lösungsvektor skaliert werden. Da die Festlegung der Skalierungsmatrizen im Quellcode vor der Berechnung der Jacobi-Matrix vorgenommen werden muss, ist die Anwendung der Zeilenäquibrilierung auf die Koeffizientenmatrix auch nicht möglich. Die gewählte Implementierung orientiert sich dennoch an diesem Ansatz sowie der Idee, dass Präkonditionierungsmaßnahmen sich am zu lösenden System orientieren sollten.

Die Elemente der Diagonalmatrix D_x betragen

$$d_{x,j}^k = \frac{1}{|x_j^{k-1}|} \quad (4.9)$$

Somit gilt

$$d_{x,j}^k \cdot x_j^k \approx 1 \quad (4.10)$$

falls sich die Enthalpie im Vergleich zum vorhergehenden Zeitschritt nicht stark ändert.

Für die Skalierung des Residuumsvektors $f(x)$ wurden diverse Implementierungen auf Basis der Energiebilanz 3.14 getestet, von denen sich Folgende für die Testfälle als am besten geeignet erwies bezüglich Rechenzeit und Robustheit:

$$d_{f,j}^k = \left(\left| \left(m_j^{k-1} + \dot{m}_j^{k-1} \Delta t \right) \cdot h_j^{k-1} \right| + \left| \dot{m}_{j-1}^{k-1} \Delta t \cdot h_{j-1}^{k-1} \right| \right)^{-1} \quad \text{für } 0 \leq j < n \quad (4.11)$$

$$d_{f,n}^k = \begin{cases} \left(\left| h_{in}^{k-1} \right| + \frac{1}{\dot{m}_{in}^{k-1}} \left(\left| \dot{m}_{Feed}^{k-1} \cdot h_{Feed}^{k-1} \right| + \left| \left(\dot{m}_{in}^{k-1} - \dot{m}_{Feed}^{k-1} \right) \cdot h_n^{k-1} \right| \right) \right)^{-1} & \text{für Modus } 0 \vee 1 \\ \left| \dot{m}_D^{k-1} + \dot{m}_{Feed}^{k-1} + \dot{m}_{in}^{k-1} + \dot{m}_n^{k-1} \right|^{-1} & \text{für Modus } 2 \end{cases} \quad (4.12)$$

Der gewählte Ansatz basiert auf der Zeilenäquibrilierung und sieht vor jede Zeile durch

die Summe der Beträge ihrer Elemente zu teilen. Dementsprechend wird jedes Element des Residuums f_j für $0 \leq j < n$ durch die Summe der in ihm auftretenden Unbekannten h inklusive Vorfaktoren geteilt (s. Bilanzgleichungen 3.12 und 3.14). Für $j = n$ wurde zunächst der gleiche Ansatz gewählt, die zusätzliche Berücksichtigung der konstanten Terme \dot{m}_{Feed} , \dot{m}_{in} und h_{Feed} erwies sich jedoch als vorteilhafter.

4.3.4. GMRES

Zusätzlich zum direkten Lösungsverfahren wurde mit der Generalized Minimum Residual Method ein iterativer Löser implementiert. Dieses Lösungsverfahren ist insbesondere bei großen, dünnbesetzten Matrizen deutlich schneller als direkte Verfahren. Daher sollte überprüft werden, ob sich GMRES auch für das in *greenius* verwendete kleine, aber zumindest im quasistationären Fall dünnbesetzte, System als vorteilhaft erweist.

Neben der Zeilenskalierung ermöglicht KINSOL zur Präkonditionierung für iterative Löser die Vorgabe einer Präkonditionierungsmatrix P , welche die Jacobi-Matrix grob approximieren sollte. Das modifizierte GLS ergibt sich aus Gleichung 3.24 zu

$$\left(D_f J(x) P^{-1} D_x^{-1}\right) (D_x P x) = -D_f f(x) \quad (4.13)$$

Während der Löser ohne Präkonditionierung nicht konvergierte, führte die Approximierung der Präkonditionierungsmatrix per Differenzenquotienten (äquivalent zur Berechnung der Jacobi-Matrix) zusammen mit der Ausnutzung der Dünnbesetztheit und einer zum direkten Verfahren äquivalenten Skalierung zu Berechnungszeiten ähnlich derer des direkten Lösungsverfahrens.

4.4. Ergebnisse der Optimierungsmaßnahmen

Die Ergebnisse der Optimierungsmaßnahmen wurden an mehreren Systemen (einige Konfigurationen befinden sich im Anhang A) getestet und waren in allen qualitativ gleich. Die in diesem Kapitel genannten Zahlenwerte beziehen sich auf das Direktverdampfungskraftwerk „Andasol“ und den mod. Ansatz.

Es gelang die Berechnungszeit des erweiterten Feldmodells durch die durchgeführten Maßnahmen erheblich zu reduzieren. Die Auswirkungen der einzelnen Maßnahmen sind

in Tabelle 4.1 aufgelistet.

Tabelle 4.1.: *Chronologische Effizienzsteigerung der Optimierungsmaßnahmen*

Maßnahme	Zeitersparnis		Iterationen	Updates JM
	Einzel	Kumulativ		
Ausgangszustand	0.0 %	0.0 %	37 835	29 887
Vereinfachtes Newton-Verfahren	48.1 %	48.1 %	93 642	11 891
Manuelle, redundanzfreie Berechnung der JM	58.1 %	78.2 %	93 483	13 276
Vorgabe bekannter Nullen	2.0 %	78.7 %	93 483	13 276
Optimierung JM-Aktualisierung	22.2 %	83.4 %	47 020	21 824
Skalierung	23.4 %	87.3 %	32 447	15 621

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass die Verwendung des vereinfachten Newton-Verfahrens keinen so großen Einfluss auf die Berechnungszeit des optimierten Systems hat wie Tabelle 4.1 vermuten lässt. Die Jacobi-Matrix wird nach Abschluss der Optimierung im Schnitt nach 2 anstatt 8 Iterationsschritten aktualisiert. Aufgrund des geringeren Aufwands der Jacobi-Matrix-Berechnung ist die Zeitersparnis durch die optimale Wahl der Iterationsschritte bis zu einer Aktualisierung also deutlich unter den angegebenen 48.1 %. Tab. 4.1 stellt lediglich chronologisch dar, wie sich die Berechnungszeit im Laufe der Optimierungsmaßnahmen entwickelt hat.

Die vorgenommenen Maßnahmen können in zwei Gruppen eingeteilt werden. Zur Gruppe der numerischen Maßnahmen gehören die Wahl der Iterationsschritte ohne Aktualisierung der JM, die Skalierung des Gleichungssystems und die Wahl des Lösungsverfahrens. Die manuelle redundanzfreie Berechnung der Jacobi-Matrix sowie die Vorgabe der bekannten Nullen sind als programmiertechnische Optimierung des Quellcodes einzuordnen. Beide Gruppen haben einen erheblichen Anteil an der Effizienzsteigerung.

Bei Verwendung des direkten Lösungsverfahrens benötigt der mod. Ansatz weniger Iterationsschritte als der qs. Ansatz und löst das Problem trotz höheren Aufwands zur Berechnung der Jacobi-Matrix 10-15 % schneller.

Die Nutzung der GMRES als alternatives Lösungsverfahren erbrachte für den modifizierten Ansatz keine weitere Zeitersparnis. Die Berechnungszeit stieg im Vergleich zu der des optimierten direkten Verfahrens um 12 %. Für den quasistationären Ansatz gelang es die Berechnungszeit durch Verwendung der GMRES um weitere 10 % zu reduzieren. Der Unterschied ist auf die höhere Anzahl an Nullen in der qs. Jacobi-Matrix zurückzuführen, sowie die Tatsache, dass etwas weniger lineare Iterationen benötigt werden.

Durch die Einführung der Skalierung haben sich Robustheit und Konvergenz des Modells verbessert. Bis zur Lösung werden weniger Iterationsschritte benötigt und es treten in weniger Zeitschritten Konvergenzfehler auf. Dieser Aspekt ist vor allem für die Abbildung des Once-Through-Betriebskonzepts relevant, bei dem öfter Divergenz auftritt als im Rezirkulationsbetrieb. Eine detaillierte Ausführung zum Thema Konvergenz ist in den Kapiteln 5.1 und 5.2 zu finden.

Validierung und Bewertung der Modellansätze

Zur Validierung der beiden Modellansätze wird ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit denen des dynamischen Modells durchgeführt. Dabei wird im Detail auf die Unterschiede zwischen dem modifizierten und dem quasistationären Ansatz eingegangen. Analytische Überlegungen werden ebenfalls berücksichtigt, um zu einer Entscheidung zu gelangen, welcher der beiden Ansätze besser zur Modellierung von Direktverdampfungskraftwerken in *greenius* geeignet ist.

Zur besseren Vergleichbarkeit wurde das dynamische Modell aus [14] modifiziert. Die Berechnung der Wärmeverluste und des Kollektorwirkungsgrads wurden äquivalent zu denen in *greenius* implementiert. Des Weiteren wurde eine beliebig feine Auflösung der DNI-Input-Daten ermöglicht, welche vorher nur stündlich aufgelöst eingelesen werden konnten. Bei hohen Einstrahlungsgradienten traten teilweise Konvergenzprobleme auf. Daher wurde eine Routine integriert, mit der die betroffenen Zeitschritte automatisch mit einem der quasistationären Modelle berechnet werden. Anschließend wird die Simulation durch eine Reinitialisierung des dynamischen Modells mit den Ergebnissen des quasistationären Modells als Startwerte fortgesetzt.

Das dyn. Modell wurde erweitert, um die Abbildung des Durchlaufkonzepts zu ermöglichen. Zur Gewährleistung konstanter Dampfparameter am Austritt im Nominalbetrieb musste eine Regelung integriert werden. Für die Validierung der quasistationären Modelle ist ein P-Regler ausreichend. Der Eintrittsmassenstrom wurde als Stellgröße gewählt und über den P-Regler mit der vom Solarfeld im aktuellen Zeitschritt absorbierten Wärme gekoppelt. Das Proportionalglied wurde per linearer Regression aus den Ergebnissen des modifizierten Modells bestimmt.

Das verglichene System basiert auf der in [19] beschriebenen Konfiguration der DISS-Anlage auf dem Gelände der PSA (s. Abbildung 5.1). Mit dem dynamischen Modell ist

aktuell nur die Simulation von Kraftwerken möglich, die keinen Überhitzerteil besitzen. Deshalb wurde der Überhitzerteil der DISS-Anlage bei der Abbildung nicht berücksichtigt.

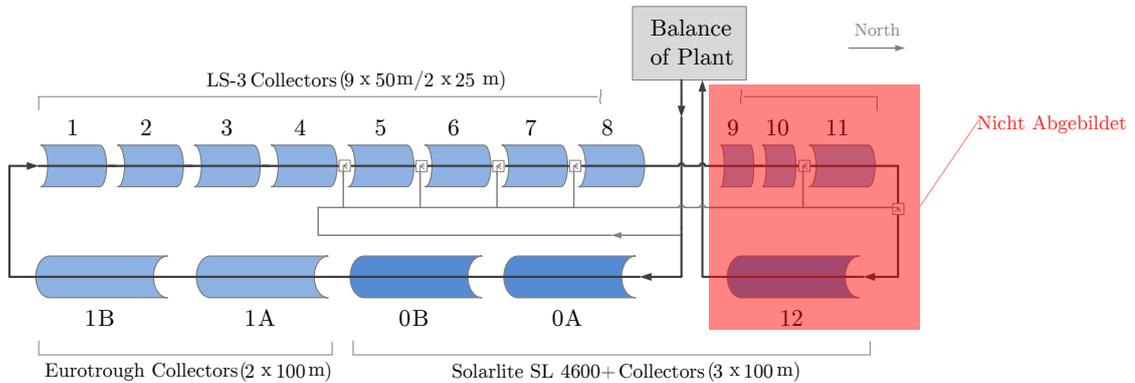


Abbildung 5.1.: Schema der DISS-Anlage [19]

Da die Abbildung unterschiedlicher Kollektoren in einem Solarfeld in *greenius* nicht möglich ist, wurden die geometrischen Abmessungen und der nominale optische Wirkungsgrad der drei vorhandenen Kollektoren über die Aperturflächen gemittelt. Für die Koeffizienten zur Berechnung von Wärmeverlusten und Incidence Angle Modifier wurden die Werte des LS3-50-Kollektors verwendet, der den größten Anteil an der Aperturfläche des Feldes besitzt.

Es wurden unterschiedliche meteorologische Inputdaten mit diversen Auflösungen verwendet. Neben den in *greenius* vorhandenen, einstündig aufgelösten Daten für Almeria wurden u.a. Messdaten aus Kanchanaburi, Thailand verwendet, die dort am weltweit ersten kommerziellen Direktverdampfungskraftwerk erfasst wurden. Aus diesen in unregelmäßigen zeitlichen Abständen erfassten Daten wurde per linearer Interpolation ein Datensatz mit einminütiger Auflösung erzeugt. Im Anschluss wurden diese Daten gemittelt um die für die quasistationären Modelle benötigten, gröber aufgelösten Datensätze zu erzeugen.

Eine detaillierte Beschreibung der Konfiguration diverser Testsysteme inklusive der in *greenius* verwendeten Parameter befindet sich im Anhang A.

5.1. Rezirkulationsbetrieb

Konvergenz

Beide Modellansätze verhalten sich im Rezirkulationsbetrieb sehr stabil. Bei Verwendung einer einstündigen Auflösung treten quasi keine Konvergenzfehler auf. Eine Erhöhung der zeitlichen Auflösung führt in einigen Systemen zu vereinzeltm Auftreten von Konvergenzproblemen. Die Anzahl der nicht konvergierenden Zeitschritte ist mit maximal 0.1 % jedoch vernachlässigbar klein. Sie bewegt sich für beide Ansätze in der selben Größenordnung.

Tagesverläufe

Aufgrund der Vorgabe eines konstanten Druckprofils ist die spezifische Enthalpie die einzige variable Zustandsgröße. Sie hat einen großen Einfluss auf die Simulationsergebnisse. Eine genaue Bestimmung der Enthalpie ist daher von wesentlicher Bedeutung. Bevor eine qualitative Bewertung der Verläufe vorgenommen wird, erfolgt eine Analyse unter welchen Voraussetzungen sich unterschiedliche Enthalpien bei den quasistationären Ansätzen ergeben.

Abweichungen resultieren aus der unterschiedlichen Berechnung der Massenströme. Während der Massenstrom des quasistationären Modells über den gesamten Loop konstant ist, variiert der Massenstrom des modifizierten Modells lokal, falls sich die Enthalpie im Vergleich zum vorherigen Zeitschritt verändert. Beim Aufheizen des Systems steigt die Enthalpie in jedem Abschnitt. Daraus resultiert eine Reduktion der Wassermasse und der Wassermassenstrom steigt nach Gl. 3.13 vom Ein- bis zum Austritt des Loops stetig an. Beim Abkühlen tritt der umgekehrte Effekt auf. Ein erhöhter Massenstrom hat zur Folge, dass mehr Energie im System rezirkuliert wird (s. Gl. 5.1).

$$Q_j^k = \underbrace{(\dot{m}_j^k h_j^k - \dot{m}_{j-1}^k h_{j-1}^k)}_{\text{Konvektiver Transport}} \Delta t + \underbrace{m_j^k h_j^k - m_j^{k-1} h_j^{k-1}}_{\text{Aufheizung Massendifferenz}} + \underbrace{m_w c_{p,w} (T_j^k - T_j^{k-1})}_{\text{Aufheizung Rohrwand}} \quad (5.1)$$

Bei Zunahme des Massenstroms steigt der Term „Konvektiver Transport“, weshalb sich im mod. Modell während des Aufheizens geringere Enthalpien als im qs. Modell ergeben. In Abbildung 5.2 sind die Enthalpieverläufe der einstündig aufgelösten quasistationären

Modelle und des dynamischen Modells an einem sonnigen Tag aufgetragen, in Abbildung 5.3 die zugehörigen Massenströme. Der beschriebene Effekt ist besonders um 08:00 und 17:00 Uhr deutlich zu erkennen.

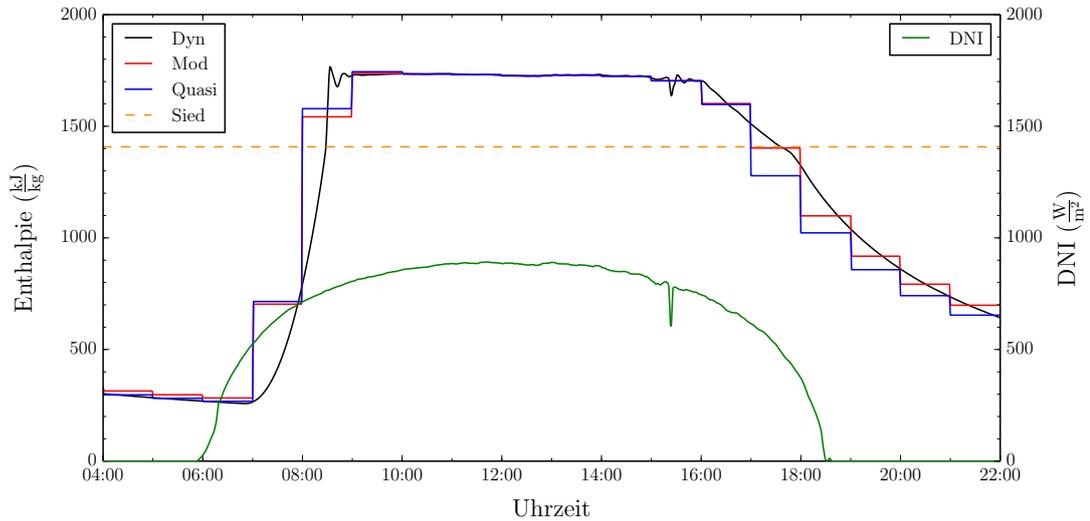


Abbildung 5.2.: Enthalpie am Feldaustritt an einem sonnigen Tag, einständige Auflösung

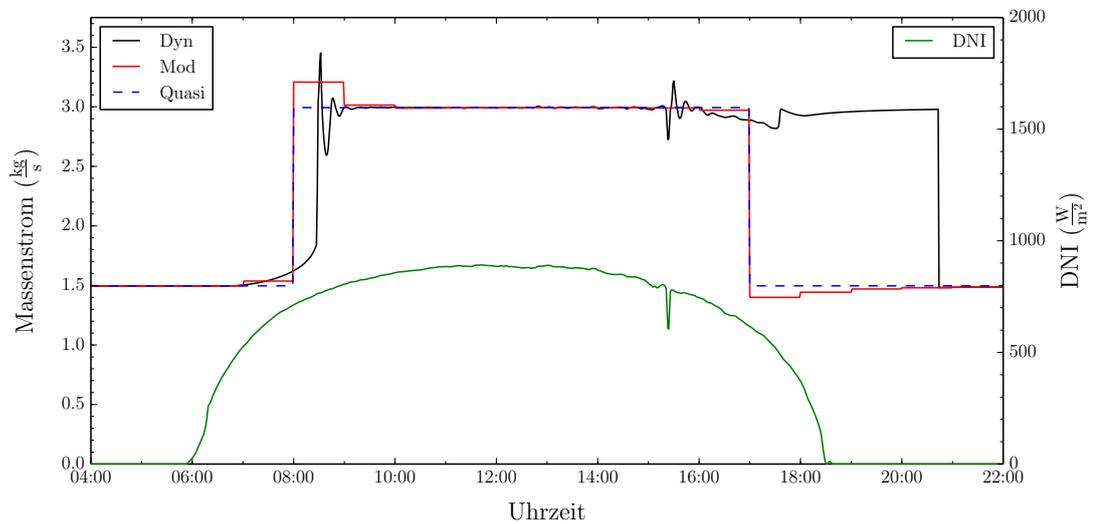


Abbildung 5.3.: Massenstrom am Feldaustritt an einem sonnigen Tag, einständige Auflösung

Große Abweichungen in den Massenströmen treten auf, wenn aufgrund erheblicher Dich-

teänderungen viel Masse aus dem Solarfeld abfließen muss. Dies ist vor allem zu Beginn und Ende der Dampfproduktion der Fall. Dort ist der Dichtegradient betragsmäßig sehr groß (s. Abb. 5.4). Daraus resultieren die in Abbildung 5.3 deutlich zu erkennenden Unterschiede in den Massenströmen zwischen dem modifizierten und quasistationären Modell in diesen Zeitschritten.

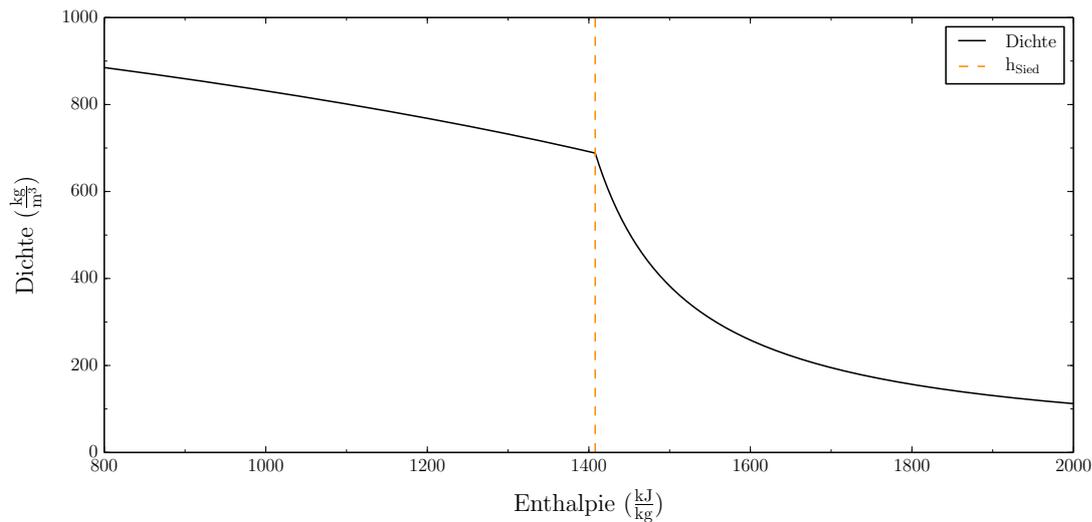


Abbildung 5.4.: Dichte von Wasser bei einem Druck von 100 bar als Funktion der Enthalpie

Die sprunghafte Verdopplung bzw. Halbierung des Massenstroms zu Beginn bzw. Ende der Dampfproduktion ist auf die Abhängigkeit des Eintrittsmassenstroms vom Betriebsmodus zurückzuführen. Eine genauere Erläuterung der Betriebsmodi ist in Kapitel 3.3.4 zu finden.

Die Massenströme des dynamischen Modells und der quasistationären Modelle weichen nach Abschluss der Dampfproduktion für einige Stunden stark voneinander ab. Während in den quasistationären Modellen der Massenstrom nach Abschluss der Dampfproduktion sofort auf den Minimalmassenstrom reduziert wird, wird im dynamischen Modell die Reduktion erst vorgenommen, wenn die Temperatur in der Dampftrommel unter 180 °C gefallen ist und keine Sonneneinstrahlung mehr vorliegt. Diese Implementierung wurde gewählt um ein Schwingen des Systems zu vermeiden, falls die DNI hoch genug ist um den Minimalmassenstrom zu verdampfen, aber nicht ausreicht um mit dem Nominalmassenstrom Dampf zu erzeugen.

Im stationären Zustand sind Enthalpien und Massenströme der Modelle fast identisch.

Für eine genaue Analyse des transienten Bereichs wird im Folgenden eine 10-minütige Auflösung verwendet, da die Qualität der Abbildung bei Verwendung einer höheren Auflösung stark erhöht ist (s. Kap. 6.2).

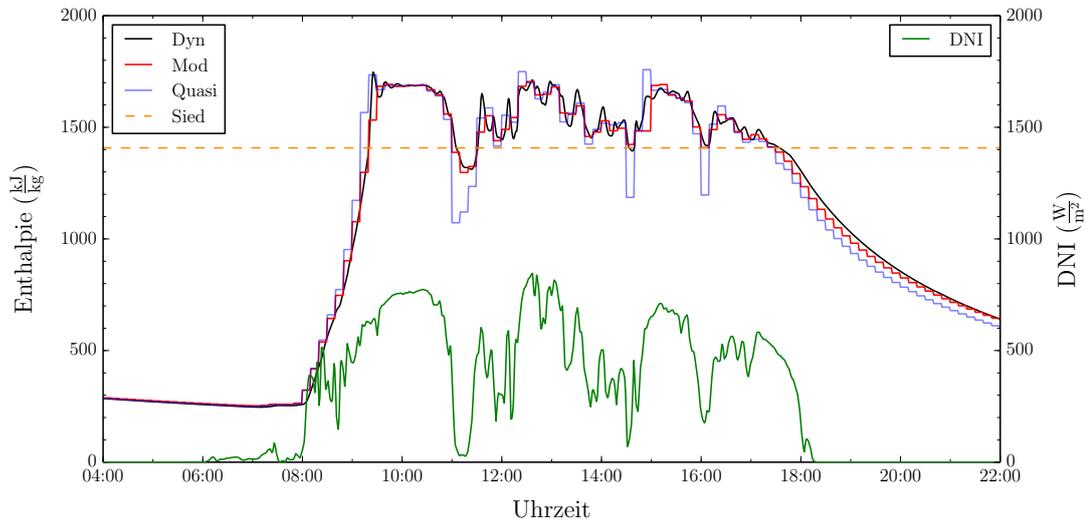


Abbildung 5.5.: *Enthalpie am Feldaustritt bei transienter Einstrahlung, 10-minütige Auflösung*

In Abbildung 5.5 ist zu erkennen, dass das modifizierte Modell sowohl beim An- als auch beim Abfahren minimal besser mit dem dynamischen Modell übereinstimmt als das quasistationäre Modell.

Größere Abweichungen ergeben sich, wenn ein Absinken der DNI dazu führt, dass die Austrittsenthalpie unter die Siedeenthalpie abfällt. Während die Ergebnisse des modifizierten Modells an diesen Zeitpunkten gut mit denen des dynamischen übereinstimmen, ergeben sich im quasistationären Modell um bis zu $250 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}}$ niedrigere Werte. Steigt die DNI abrupt an, wie um 12:15 und 14:50, weicht das qs. Modell ebenfalls sichtbar von den anderen Modellen ab. Die Ergebnisse des qs. Modells weichen also immer dann ab, wenn sich das System aufgrund hoher Einstrahlungsgradienten stark aufheizt oder abkühlt. Besonders ausgeprägt ist der Effekt nahe des Siedepunkts, an dem die Masseänderung im System besonders stark ist. Im Anhang B.1 sind die Enthalpieverläufe weiterer Tage mit variierender Sonneneinstrahlung und den beschriebenen Charakteristika zu finden.

Zur Analyse der Massenströme im transienten Bereich sind im Folgenden die Massenströme der Modelle bei mittelmäßig transienter Einstrahlung am Einlauf (Abb. 5.6), in der Mitte (Abb. 5.7) und am Austritt (Abb. 5.8) des Loops aufgetragen.

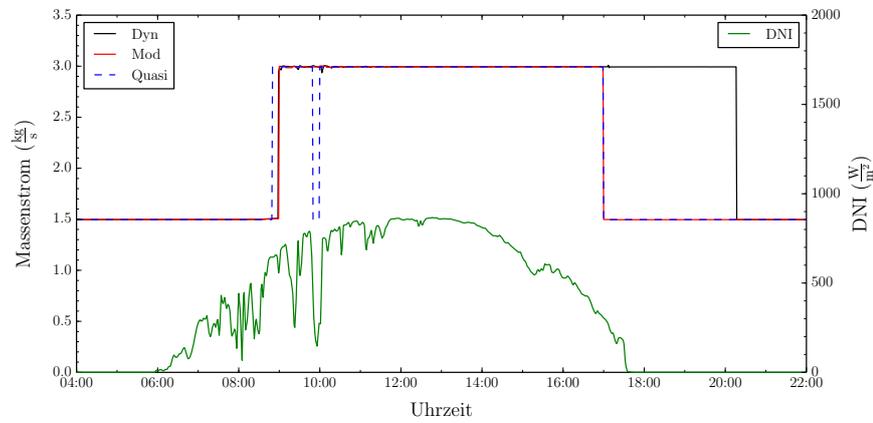


Abbildung 5.6.: Massenstrom Abschnitt 0, transiente Einstrahlung, 10-minütige Auflösung

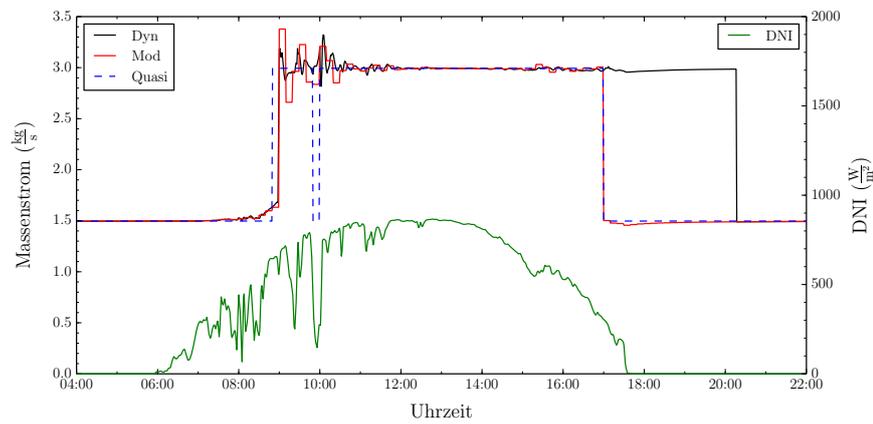


Abbildung 5.7.: Massenstrom Abschnitt 11, transiente Einstrahlung, 10-minütige Auflösung

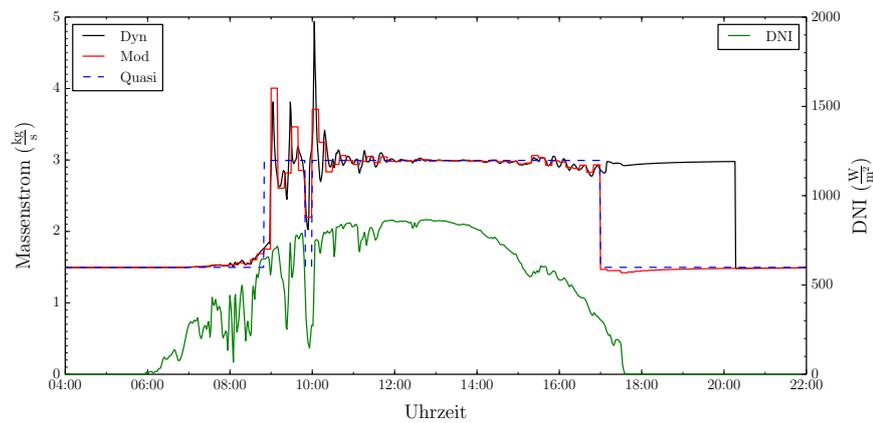


Abbildung 5.8.: Massenstrom Abschnitt 21, transiente Einstrahlung, 10-minütige Auflösung

Das quasistationäre Modell ermöglicht am Ende des Loops keine gute Abbildung der lokalen Massenströme. Da die Amplituden der Abweichungen vom Eintrittsmassenstrom mit dem Abstand zum Loopeintritt zunehmen, nimmt die Qualität der Abbildung gegen Ende ab.

Die Verläufe des modifizierten und des dynamischen Modells stimmen qualitativ überein. Im Detail ergeben sich jedoch Unterschiede. Vor allem zu Verdampfungsbeginn ergibt sich im mod. Modell über einen längeren Zeitraum ein erhöhter Massenstrom. Während der kleinen Einstrahlungsschwankungen zur Mittagszeit sind die Massenstromschwankungen z.T. zeitlich verschoben. Gegenüber dem qs. Modell ist die Qualität der Abbildung der lokalen Massenströme jedoch deutlich verbessert.

Die vom Solarfeld erzeugte thermische Leistung ist ein weiteres wichtiges Simulationsergebnis. In Abbildung 5.9 sind deshalb die nach dem dynamischen, modifizierten und quasistationären Ansatz produzierte thermische Energie pro Stunde an einem sonnigen Tag aufgetragen.

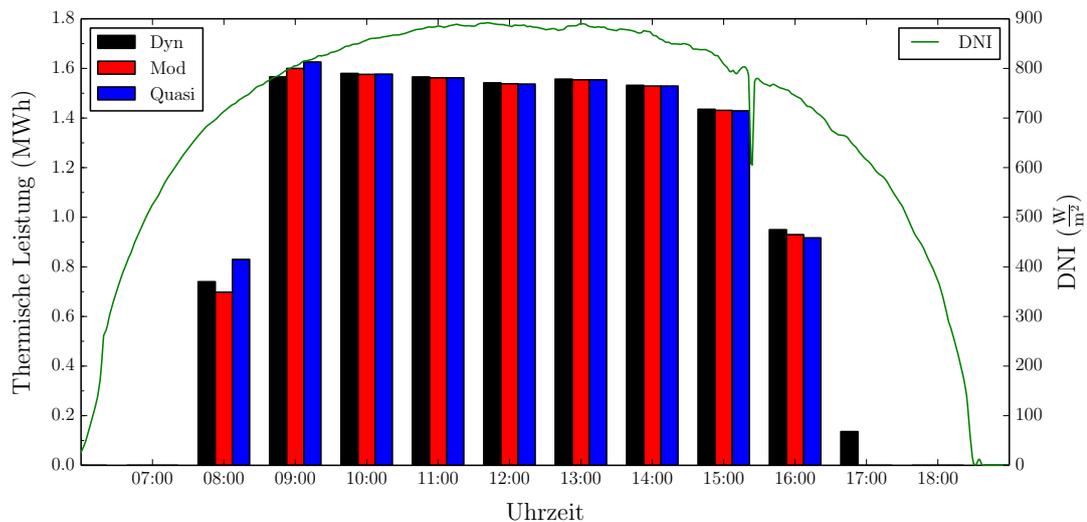


Abbildung 5.9.: Stündlicher Solarfeldoutput an einem sonnigen Tag

Die bereits in [14] beschriebenen Charakteristika des dynamischen und quasistationären Modells sind deutlich zu erkennen. Zu Beginn der Dampfproduktion ist der vom qs. Modell kalkulierte Energiebetrag höher als der des dyn. Modells, da es zu Beginn des Zeitschritts verzögerungsfrei in den Gleichgewichtszustand übergeht und mit einem konstanten Massenstrom rechnet. Der umgekehrte Effekt tritt bei der Abkühlung des Sys-

tems auf. Während im dynamischen Modell auch nach 17:00 Uhr noch Dampf produziert wird, tritt im quasistationären Modell keine Dampfproduktion mehr auf. In der Mittagszeit sind die Unterschiede minimal. Aufgrund kleiner Einstrahlungsgradienten stellt sich der Gleichgewichtszustand im dynamischen Modell schnell ein.

Das mod. Modell berechnet zu Produktionsbeginn meist etwas geringere Werte als das dyn. Modell, da der Massenstrom als etwas höher angenommen wird (s. Abb. 5.8). Beim Abkühlen ergibt sich ein Wert zwischen denen des qs. und dyn. Modells. Mittags sind ebenfalls nur minimale Abweichungen erkennbar.

An Tagen mit stark schwankender DNI ist die Übereinstimmung der thermischen Leistung weniger gut (s. Abb. 5.10). Für die meisten Tage ist jedoch eine gute Übereinstimmung der Modellergebnisse festzustellen. Im Anhang B.1 sind weitere Tagesverläufe zu finden.

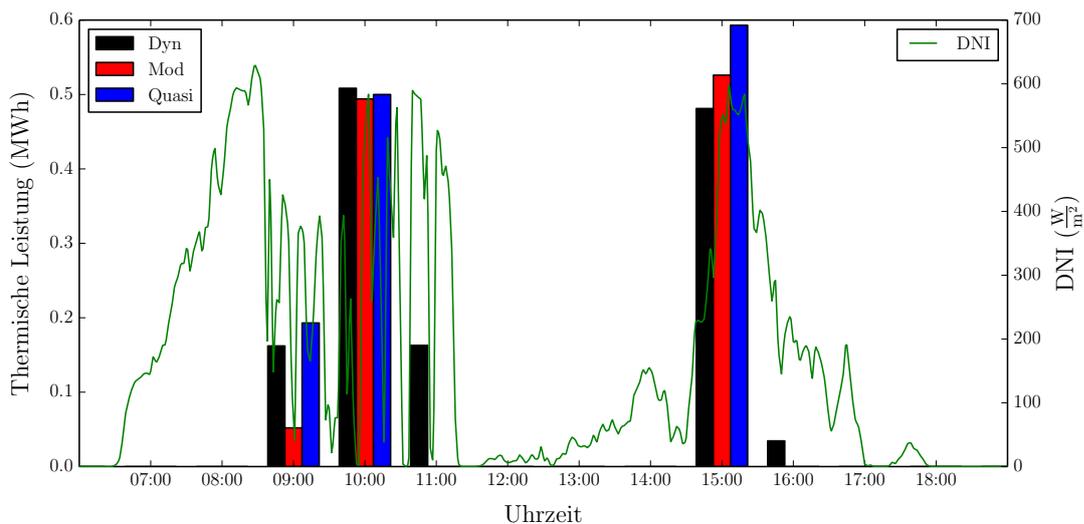


Abbildung 5.10.: Stündlicher Solarfeldoutput bei stark schwankender Einstrahlung

Jahresoutput

Zum Vergleich der Modelle über längere Zeiträume wird der kumulierte thermische Output des Solarfeldes genutzt. Er hat einen hohen Einfluss auf die Wirtschaftlichkeit solarthermischer Anlagen und ist deswegen für viele Nutzer von *greenius* von besonderem Interesse. In Tabelle 5.1 ist der prozentuale Unterschied der kumulierten thermischen

Energie der quasistationären Modelle zum dynamischen Modell aufgetragen.

Tabelle 5.1.: *Prozentuale Abweichung der thermischen Energie im Vergleich zum dynamischen Modell in einer Jahresrechnung, einstündige Auflösung*

DNI	Quasi	Mod
Kanchanaburi	-1.39 %	-3.08 %
Almeria	+0.60 %	-0.54 %
Granada	+0.37 %	-0.61 %

Die Unterschiede in den Ergebnissen der verschiedenen meteorologischen Daten kommen u.a. durch die unterschiedliche Qualität der Daten zustande. Während für Kanchanaburi fein aufgelöste Daten zur Verfügung standen, mussten für andere Standorte als Eingangsdaten des dynamischen Systems gröber aufgelöste Daten verwendet werden. Ein weiterer Aspekt ist die Charakteristik der Sonneneinstrahlung. Bei Simulationen mit einem hohen Anteil an Tagen mit gleichmäßiger Einstrahlung ist die Anzahl der kritischen An- und Abfahrvorgänge vergleichsweise gering. Daraus resultiert eine höhere Übereinstimmung der Simulationsergebnisse.

Das modifizierte Modell berechnet für alle getesteten Systeme und DNI-Daten einen geringeren Solarfeldoutput als das quasistationäre Modell. Der Einfluss des variablen Massenstroms auf Q_{Sf} ist zu Beginn der Dampfproduktion ausgeprägter als beim Abkühlen, da sich die Dichte im Vergleich zum vorherigen Zeitschritt durch den Phasenwechsel stärker ändert. Beim Abkühlen beeinflusst der Phasenwechsel den Solarfeldoutput nicht, da er erst nach dem Ende der Dampfproduktion auftritt.

Im Vergleich zum dyn. Modell ist die thermische Leistung sowohl beim Anfahren, als auch beim Abfahren etwas geringer. Beim Aufheizen ist der Grund der über einen längeren Zeitraum erhöhte Massenstrom nach Beginn der Dampfproduktion (s. Abb. 5.8). Beim Abkühlen endet die Dampfproduktion früher, da das System zu Beginn des Zeitschritts direkt in den nächsten Gleichgewichtszustand übergeht.

In der Jahressumme ist der Fehler bei Verwendung meteorologischer Datensätze mit recht konstanter Einstrahlung mit unter 1 % gering. Ein etwas größerer Fehler stellt sich ein, falls es viele Tage mit stark schwankender DNI gibt wie in Kanchanaburi. In diesem Fall stimmen die Ergebnisse des qs. Ansatzes besser mit denen des dyn. Modells überein.

5.2. Once-Through-Betrieb

Konvergenz

Im Once-Through-Betrieb kommt es häufiger zu Konvergenzproblemen als im Rezirkulationsbetrieb. Für die Berechnung des nichtlinearen Gleichungssystems wird in *greenius* das Newton-Verfahren verwendet, welches nicht global konvergiert. Der Lösungsalgorithmus sucht so lange eine Lösung in den diversen Betriebsmodi, bis eine konvergente Lösung gefunden wird, die die Nebenbedingungen des entsprechenden Modus erfüllt. Für alle Modi werden zwei unterschiedliche Startwertvektoren ausprobiert: Die Ergebnisse des letzten Zeitschritts und ein vorgegebenes Profil, welches sich je nach Modus unterscheidet.

Konvergenzfehler treten fast ausschließlich in den Zeitschritten auf, in denen ein Wechsel der Betriebsmodi stattfinden müsste. In diesen Fällen kann meist keine Lösung mit den alten Startwerten gefunden werden. Vermutlich ist eine Ursache für die schlechtere Konvergenz im Once-Through-Betrieb die große Enthalpiedifferenz, die sich zwischen Ein- und Austritt einstellt. Sie macht die Wahl guter Startwerte schwieriger als im Rezirkulationsbetrieb.

Ein weiterer relevanter Aspekt ist die Modellierung des Anfahrverhaltens. Solange sich am Austritt des Loops Wasser befindet, wird dieses rezirkuliert. Erst wenn überhitzter Dampf vorliegt, wird in den Once-Through-Modus umgeschaltet. Die Enthalpie am Eintritt des Loops fällt somit von einem Wert in der Nähe der Siedenthalpie auf die nominelle Eintrittsenthalpie ab (s. Abb. 5.11). Der sprunghafte Abfall der Enthalpie wirkt sich negativ auf die Konvergenz aus und resultiert in fragwürdigen Enthalpieverläufen.

Eine Verfeinerung der Startwertberechnung reduzierte die Anzahl der Fehler erheblich. Bis dato wurde ein konstantes oder lineares Profil über den Loop vorgegeben. Die verfeinerte Startwertberechnung berücksichtigt weitere Einflussfaktoren wie das Absinken der Enthalpie zwischen letztem Kollektor und Austritt, das Enthalpieprofil des vorherigen Zeitschritts oder die Abhängigkeit der Ein- und Austrittsenthalpie vom Dampfgehalt im Nassdampfgebiet. Die Wahl der örtlichen Auflösung hat ebenfalls einen großen Einfluss auf das Konvergenzverhalten (s. Kap. 6.1).

Eine Erhöhung der zeitlichen Auflösung resultiert in vielen Systemen in einem starken Anstieg der Konvergenzfehler. Es treten öfter und betragsmäßig größere DNI-Schwankungen

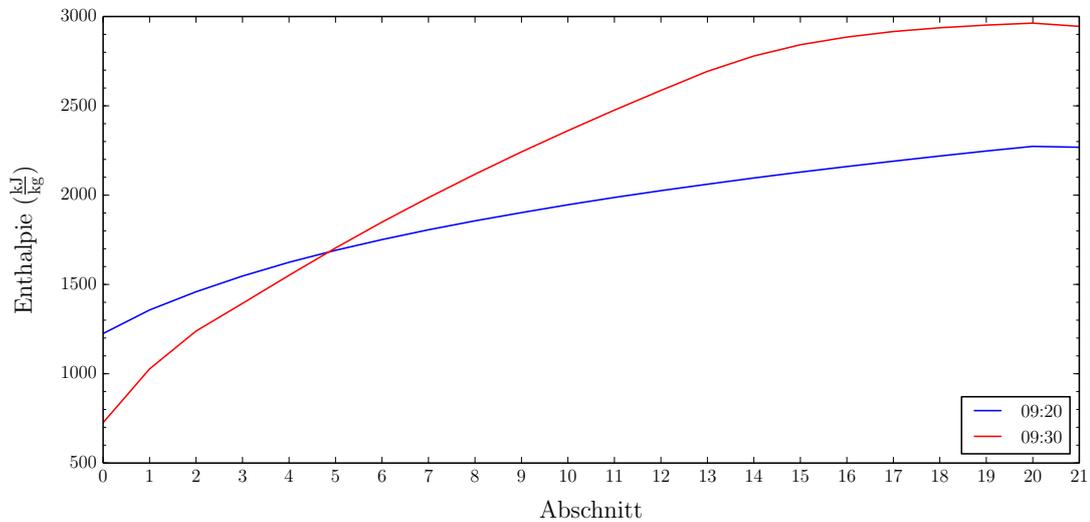


Abbildung 5.11.: Sprunghafter Abfall der Enthalpie am Eintritt zu Beginn des Überhitzens, mod. Ansatz

und somit mehr der kritischen Wechsel der Betriebsmodi auf. Im quasistationären Modell litt die Konvergenz so stark, dass es kaum Tage gab, die keine Fehler aufwiesen. Deshalb wurde zur Lösung das gedämpfte Newton-Verfahren implementiert. Die Voraussetzungen dieser Methode an die Genauigkeit der Startwerte ist schwächer als die des normalen Newton-Verfahrens [16] und reduzierte die Anzahl der Fehler weit genug, dass ein Vergleich möglich wurde. Aufgrund der erheblich höheren Berechnungszeit ist eine Implementierung der Methode in *greenius* jedoch nicht praktikabel.

Tagesverläufe

In Abbildung 5.12 sind die Enthalpieverläufe der einstündig aufgelösten quasistationären Modelle und des dynamischen Modells an einem größtenteils sonnigen Tag abgebildet.

Die Übereinstimmung der quasistationären Modelle mit dem dynamischen Modell ist aus diversen Gründen geringer als im Rezirkulationsbetrieb. Der abrupte Abfall der Eintrittsenthalpie beim Wechsel vom Rezirkulations- zum Once-Through-Betrieb führte im dynamischen Modell zu erheblichen Konvergenzproblemen. Deshalb wurde das dyn. Modell als reiner Once-Through-Betrieb ausgelegt und es ergeben sich Differenzen der Enthalpieverläufe über Nacht. Des Weiteren ist eine feste Vorgabe der Austrittsenthalpie

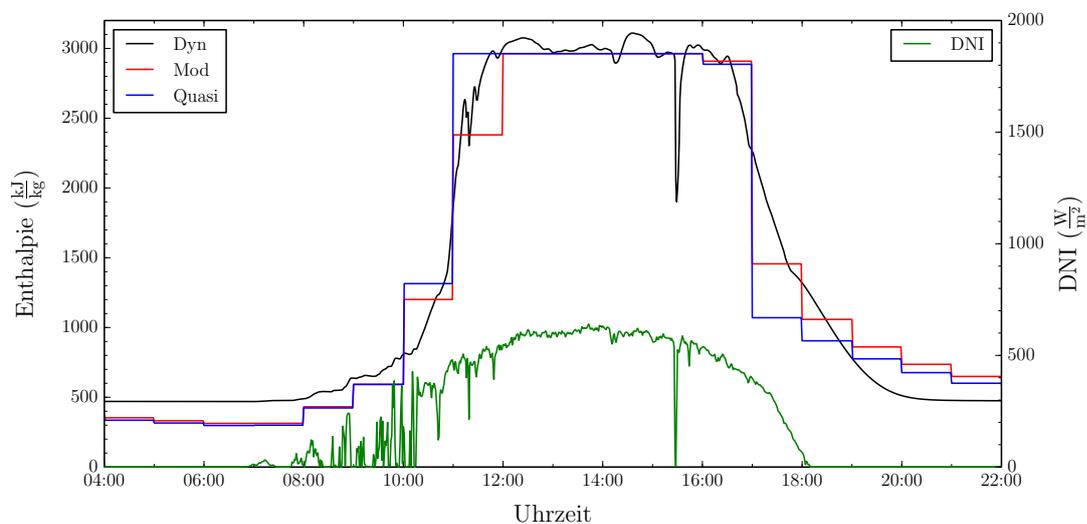


Abbildung 5.12.: *Enthalpie am Feldaustritt bei einstündiger Auflösung*

in einem dynamischen Modell nicht möglich und der verwendete P-Regler sorgte für Schwankungen der Dampfparameter am Austritt im Nominalbetrieb.

Die Enthalpiedifferenz zwischen dem qs. und mod. Ansatz ist beim Aufheizen und Abkühlen aufgrund der geringeren Wassermasse im System deutlich größer als im Rezirkulationsbetrieb.

Bei Betrachtung der 10-minütig aufgelösten Enthalpieverläufe in Abbildung 5.13 fällt sofort auf, dass das quasistationäre Modell deutlich von den anderen Modellen abweichende und physikalisch nicht plausible Ergebnisse produziert. Die Ergebnisse des modifizierten Modells stimmen dagegen gut mit denen des dynamischen Modells überein.

Das abweichende Verhalten des qs. Modell folgt, wie im Rezirkulationsbetrieb, aus der Annahme eines konstanten Massenstroms. Im Once-Through-Modus ist die Auswirkung jedoch deutlich größer, da das gesamte Fluid im Rohr und nicht nur ein Teil verdampft wird. Dadurch steigt der Massenstrom am Austritt beim Übergang ins Nassdampfgebiet auf mehr als das doppelte des Eintrittsmassenstroms (s. Abb. 5.14).

Im quasistationären Modell wird die Masse, die aus dem System aufgrund der Dichteänderung abfließen muss, nicht berücksichtigt. Die zum Aufheizen dieser Masse benötigte Energie steht somit zum weiteren Aufheizen der am Ende des Zeitschritts im System befindlichen Masse zur Verfügung. Daraus resultiert der sprunghafte Enthalpianstieg von

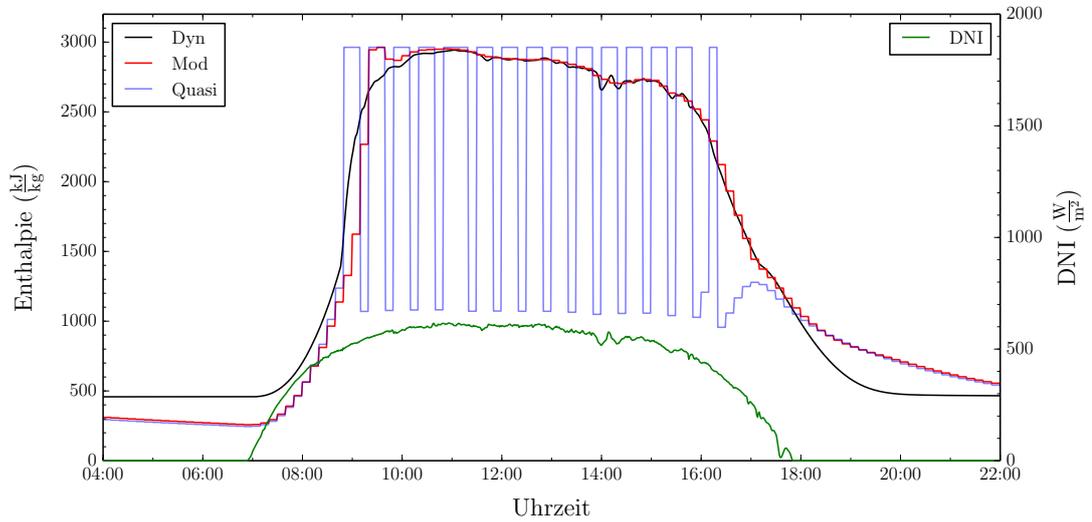


Abbildung 5.13.: Enthalpie am Feldaustritt bei 10-minütiger Auflösung

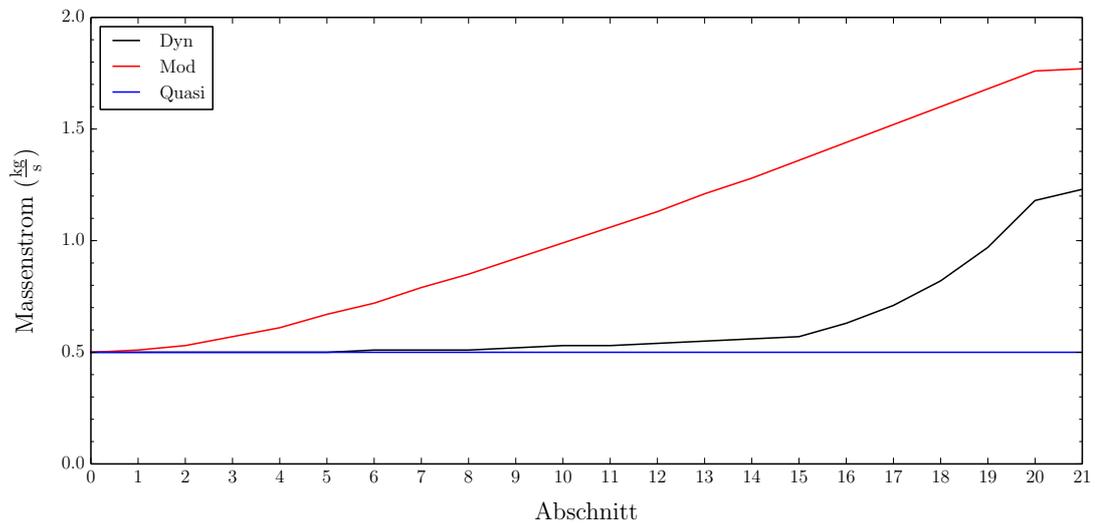


Abbildung 5.14.: Lokaler Massenstrom im Zeitschritt nach Verdampfungsbeginn

fast $2000 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}}$ um 08:50 Uhr in Abb. 5.13. Da dieser Wert sich oberhalb des stationären Zustands befindet, muss das System sich im Anschluss wieder auf ein niedrigeres Niveau abkühlen. Während des Abkühlens wird im qs. Modell weiterhin mit einem konstanten Massenstrom gerechnet und nicht berücksichtigt, dass die Dichte des Fluids zunimmt. Die Wassermasse im System nimmt somit ebenfalls zu und der Massenstrom sinkt in der Realität zum Ende des Loops hin ab. Daraus folgt, dass sich die im qs. Modell beim Abkühlen berechnete Enthalpie unterhalb des stationären Zustands befindet. Das System muss sich wieder auf ein höheres Temperaturniveau erwärmen und der in Abb. 5.13 erkennbare Schwingvorgang stellt sich ein.

Bei einstündiger Auflösung tritt kein Schwingen auf, da der Massenstrom bei einer niedrigeren Auflösung nicht so massiv ansteigt. Beispielsweise beträgt die Differenz zwischen Ein- und Austritt zum Zeitpunkt des in Abbildung 5.14 dargestellten Phasenwechsels im mod. Modell nur $0.3 \frac{\text{kg}}{\text{s}}$. Der Fehler, der durch Verwendung eines konstanten Massenstroms gemacht wird, wirkt sich somit nicht so massiv aus.

Das unphysikalische Verhalten des quasistationären Modells ist ein entscheidender Auslöser der Konvergenzprobleme. Durch das Schwingen sind die Ergebnisse des vorherigen Zeitschritts oft weit entfernt von den Ergebnissen, die sich im qs. Modell einstellen müssten. Außerdem ergeben sich Enthalpieverläufe, die sich stark von den üblicherweise annähernd linearen Verläufen über den Loop unterscheiden. Sowohl beim Aufheizen (Abb. 5.15), als auch beim Abkühlen (Abb. 5.16) tritt ein Knick in der Nähe der Siedenthalpie auf. Somit kann auch bei Verwendung des vorgegeben Profils keine konvergente Lösung gefunden werden. Besonders unrealistisch ist das Profil während des Abkühlens, bei dem sich das Enthalpiemaximum im vorderen Drittel des Loops befindet.

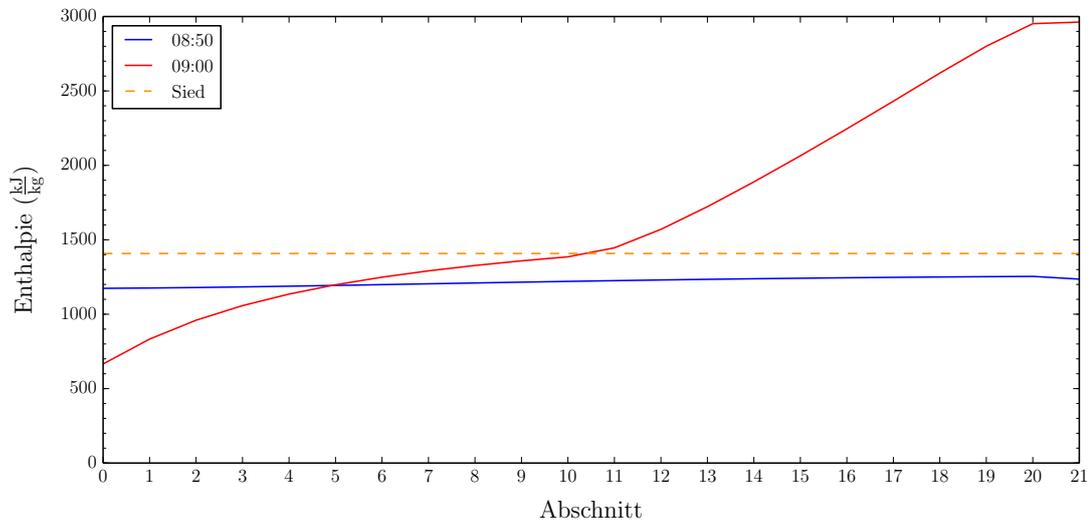


Abbildung 5.15.: Enthalpieverlauf über den Loop beim Aufheizen, qs. Modell

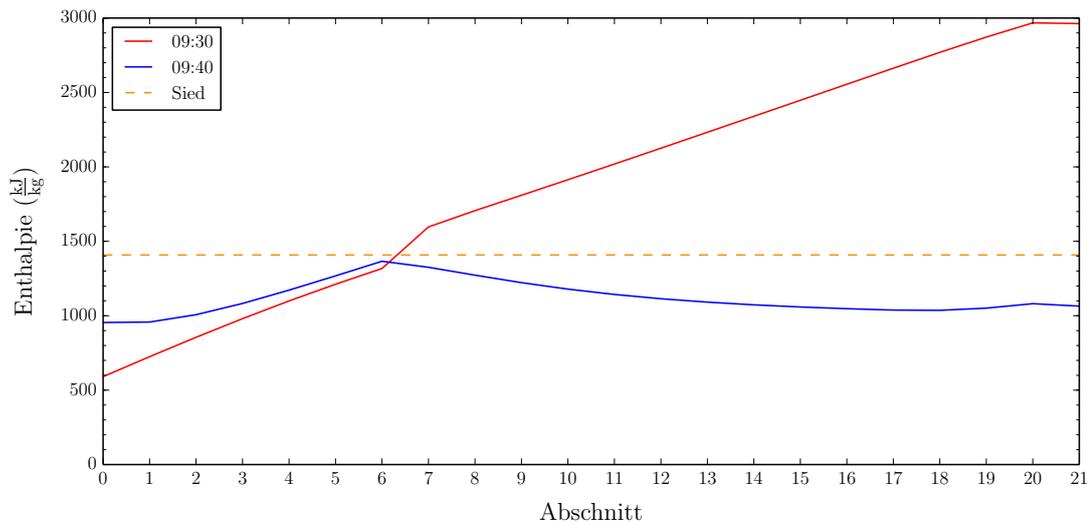


Abbildung 5.16.: Enthalpieverlauf über den Loop beim Abkühlen, qs. Modell

Jahresoutput

Ein Vergleich der thermischen Nutzenergie der quasistationären Modelle mit dem dynamischen Modell besitzt im Once-Through-Betrieb wenig Aussagekraft. Aufgrund der rudimentären Regelung kommt es im dyn. Modell an fast allen Tagen gelegentlich zu

einer Unterbrechung des Nominalbetriebs, obwohl die eingestrahlte Leistung für eine durchgehende Produktion ausreichend sein müsste. Dementsprechend ist die Jahressumme deutlich niedriger als die der quasistationären Modelle.

5.3. Abschließende Bewertung der quasistationären Ansätze

Im Vergleich der quasistationären Modelle mit dem dynamischen Modell hat sich gezeigt, dass der modifizierte Ansatz dem quasistationären Ansatz bezüglich der Abbildung von DSG-Anlagen überlegen ist. Die wichtigsten Vorteile des mod. Ansatzes sind:

- Die Verläufe von Enthalpie und Massenströmen werden durch den mod. Ansatz genauer abgebildet. Des Weiteren erzeugt er, anders als der qs. Ansatz, keine physikalisch unplausiblen Ergebnisse im Once-Through-Betrieb bei hoher zeitlicher Auflösung.
- Das mod. Modell ist robuster. Es treten im Once-Through-Betrieb weniger Konvergenzfehler auf, als bei Verwendung des quasistationären Ansatzes.
- Die durchschnittliche Rechenzeit des modifizierten Modells liegt 10-15 % unterhalb der des quasistationären.
- Die Annahme eines konstanten Massenstroms ist nahe des Siedepunkts mit einem großen Fehler behaftet.

Dem gegenüber sind die Vorteile des quasistationären Ansatzes:

- Programmiertechnisch ist der qs. Ansatz leichter zu handhaben. Auf die Implementierung eines Pufferspeichers kann verzichtet werden und es müssen nicht in jedem Iterationsschritt die lokalen Massenströme berechnet werden. Somit ist die Komplexität des Codes geringer.
- Bei Verwendung meteorologischer Daten mit stark schwankender DNI herrscht eine größere Übereinstimmung der thermischen Energie in der Jahressumme zwischen qs. und dyn. Modell

Unter Berücksichtigung aller Faktoren wurde die Entscheidung gefällt in Zukunft den modifizierten Ansatz in *greenius* zu verwenden. Er ist unter analytischen Gesichtspunkt-

ten plausibler und seine Ergebnisse weisen eine bessere Übereinstimmung mit denen des dynamischen Modells auf.

6

Analyse des Einflusses einer höheren Auflösung

Die örtliche Auflösung in *greenius* ist momentan fest auf 14 Abschnitte vorgegeben. Die zeitliche Auflösung kann zwischen 10, 15, 20, 30 Minuten und einer Stunde variiert werden. In diesem Kapitel wird der Einfluss verschiedener örtlicher und zeitlicher Auflösungen des Modells auf die Simulationsergebnisse untersucht.

6.1. Örtliche Auflösung

Es wurden Tests mit verschiedenen Systemen, Betriebskonzepten und einer örtlichen Auflösung von bis zu 112 Abschnitten durchgeführt. Für Systeme, die zu keinem Zeitschritt Konvergenzprobleme aufweisen, hat die Erhöhung der örtlichen Auflösung keinen großen Einfluss auf die Simulationsergebnisse. In allen Konfigurationen betrug die kumulierte Abweichung relevanter Parameter (z.B. Solarfeldoutput oder Feldaustrittstemperatur) weniger als 1 %.

Die Berechnungszeit verhält sich aufgrund der Dünnbesetztheit der Jacobi-Matrix ungefähr proportional zur örtlichen Auflösung. Der lineare Zusammenhang zeigte sich auch beim modifizierten Modell. Das Auffüllen des unteren Dreiecks der Jacobi-Matrix beeinflusst die Geschwindigkeit der Berechnung selbst bei größeren Systemen nicht negativ.

Testweise wurde eine Reduktion der örtlichen Auflösung auf bis zu 3 Abschnitte vorgenommen. Auch dies beeinflusste die Simulationsergebnisse im Rezirkulationsbetrieb meist nur unwesentlich. Der proportionale Zusammenhang zwischen örtlicher Auflösung und Berechnungszeit ist für kleine Auflösungen nicht mehr zu beobachten, da das Verhältnis zwischen Nichtnulleinträgen und Nullen in der Jacobi-Matrix nicht mehr vernachlässigbar klein ist. Je nach System ist eine Reduktion der Berechnungszeit um 50-75 % möglich. Mit der Reduktion der örtlichen Auflösung steigt die Anzahl der benötigten

Iterationen. In einigen Fällen führte dies dazu, dass sich die Berechnungszeit für gröbere Auflösungen erhöht.

Bei Tests mit Systemen, die für einige Zeitschritte nicht konvergierten, zeigte sich dass die örtliche Auflösung die Anzahl der Konvergenzfehler wesentlich beeinflusst. Eine Erhöhung der Auflösung resultierte häufig in einer verbesserten Robustheit der Simulation. Dieser Zusammenhang ist jedoch nicht zwingend gegeben. In einigen Systemen wurde der gegenteilige Effekt beobachtet. Das Phänomen trat hauptsächlich bei 10-minütiger und höherer zeitlicher Auflösung auf. Warum die Erhöhung der Auflösung teilweise zu mehr Fehlern bei der Berechnung führt, wurde nicht im Detail untersucht.

Abschließend kann festgehalten werden, dass der Einfluss der örtlichen Auflösung auf die Simulationsergebnisse eher gering ist. Die gesteigerte Robustheit bei hoher Auflösung ist aber vor allem im Once-Through-Betrieb ein wichtiger Aspekt.

6.2. Zeitliche Auflösung

Die zeitliche Auflösung hat einen größeren Einfluss auf die Simulationsergebnisse als die örtliche Auflösung, bewegt sich für relevante Parameter aber weiterhin im unteren Prozentbereich. Die Unterschiede in den Ergebnissen sind vor allem auf drei Aspekte zurückzuführen:

- Vom Solarfeld absorbierte Wärme
- Ende der Dampfproduktion
- Wärmeverluste

Die Summe der eingestrahlten Energie ist bei korrekter Mittelung der DNI unabhängig von der Auflösung identisch. Bei Verwendung einer höheren Auflösung wird jedoch mehr Wärme vom Feld absorbiert. Dieses Phänomen ist auf die Berechnung des Sonnenstands zurückzuführen. In *greenius* wird für die Berechnung des Sonnenstands der Mittelpunkt des Zeitschritts genutzt. In Abbildung 6.1 geht die Sonne um 06:45 auf. Bei 15-minütiger Auflösung wird um 06:52:50 ein Sonnenstand oberhalb des Horizonts erkannt und aus den in Kapitel 3.2 hergeleiteten Formeln die absorbierte Wärme berechnet. Beim einstündig aufgelösten Modell wird der Sonnenstand um 06:30 berechnet und die absorbierte Wärme beträgt 0, da die Sonne sich zu diesem Zeitpunkt noch nicht

oberhalb des Horizonts befindet. Um diesen Effekt zu vermeiden, könnte man in Zukunft die Sonnenstandsberechnung in den betroffenen Zeitschritten zum Ende des Zeitschritts durchführen.

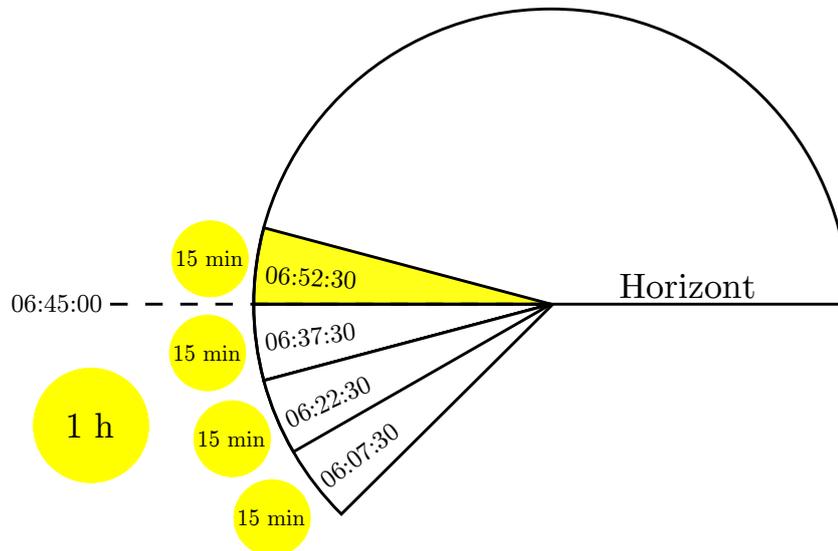


Abbildung 6.1.: *Sonnenstand bei einstündiger und 15-minütiger Auflösung nahe des Sonnenaufgangs*

Beim Abkühlen des Systems kann die Mittelung der DNI-Daten dazu führen, dass bei grober Auflösung die gemittelte Einstrahlung nicht zur Dampfproduktion ausreicht. Die DNI sinkt gegen Ende des Tages ab. Während sie sich in Abb. 6.2 beim 10-minütig aufgelösten Datensatz bis 17:30 noch oberhalb des für Dampfproduktion erforderlichen Grenzwerts befindet, wird im einstündig aufgelösten Modell kein Dampf erzeugt, da der stündliche Mittelwert sich unterhalb des Grenzwerts befindet.

Die Wärmeverluste des Abschnitts j sind eine Funktion der Temperaturdifferenz $\Delta T_j = T_j - T_{amb}$ (s. Gl. 3.4). Das einstündig aufgelöste Modell hat beim Aufheizen durch den sprunghaften Anstieg der Temperatur höhere Wärmeverluste als das 10-minütig aufgelöste Modell. Beim Abkühlen sind sie dementsprechend niedriger. Da der Temperaturgradient beim Aufheizen deutlich höher als beim Abkühlen ist (s. Abb. 6.3), sind die kumulierten Wärmeverluste des einstündig aufgelösten Modells bei einer Jahresrechnung höher als die der feiner aufgelösten Modelle.

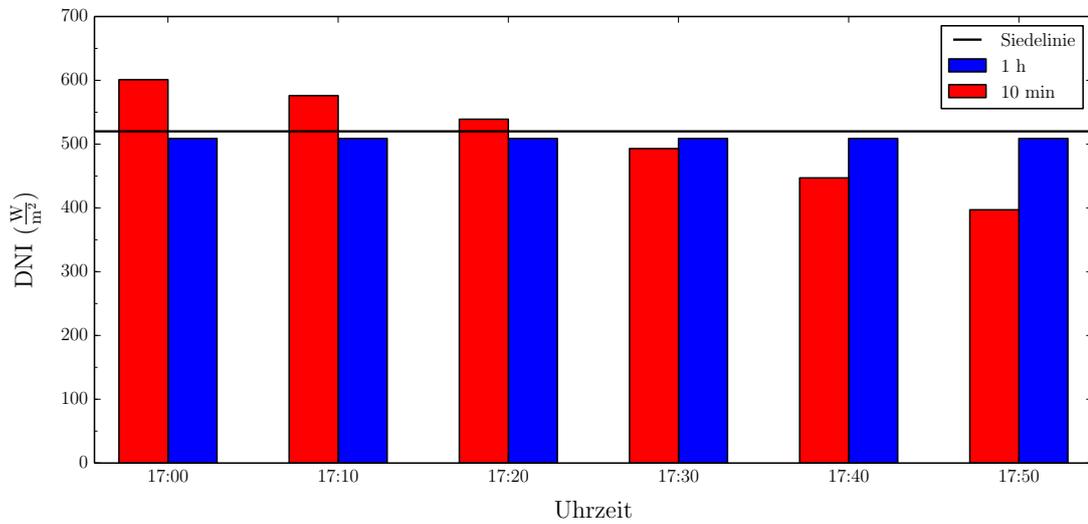


Abbildung 6.2.: DNI bei einstündiger und 10-minütiger Auflösung kurz vor Sonnenuntergang

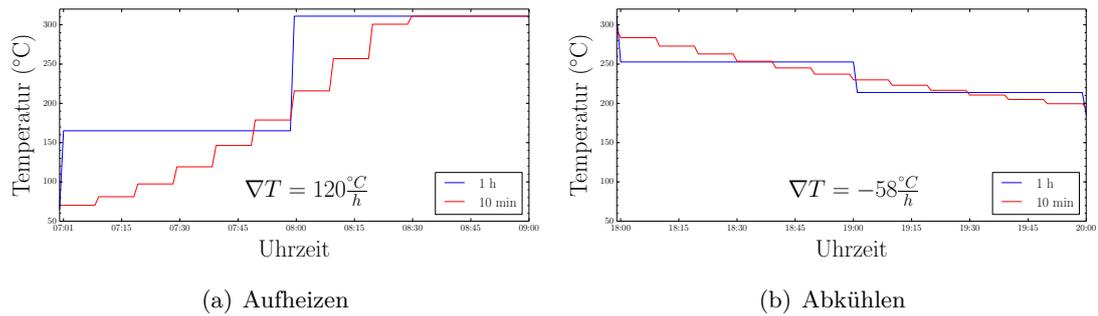


Abbildung 6.3.: Temperaturverläufe in der Dampftrommel, mod. Modell

Erhöht man die zeitliche Auflösung des Modells steigt also die vom Solarfeld absorbierte Wärme, es wird länger Dampf produziert und die Wärmeverluste sinken. Daraus folgt die positive Korrelation zwischen der zeitlichen Auflösung und der thermischen Nutzenergie. Die Abweichung beträgt unter 2% (s. Tab.6.1).

Tabelle 6.1.: *Prozentuale Abweichung der thermischen Energie im Vergleich zur einstündigen Auflösung in einer Jahresrechnung*

Anlage	30 min	15 min	10 min
DISS	+1.27 %	+1.41 %	+1.65 %
DSG Andasol	+0.61 %	+0.86 %	+0.88 %

Abbildung transienter Bereiche

Eine Motivation für die Erhöhung der zeitlichen Auflösung ist eine verbesserte Abbildung der transienten Bereiche. In Abbildung 6.4 sind deshalb die Enthalpieverläufe des dynamischen und modifizierten Modells mit einstündiger und 10-minütiger Auflösung an einem Tag mit schwankender Sonneneinstrahlung aufgetragen.

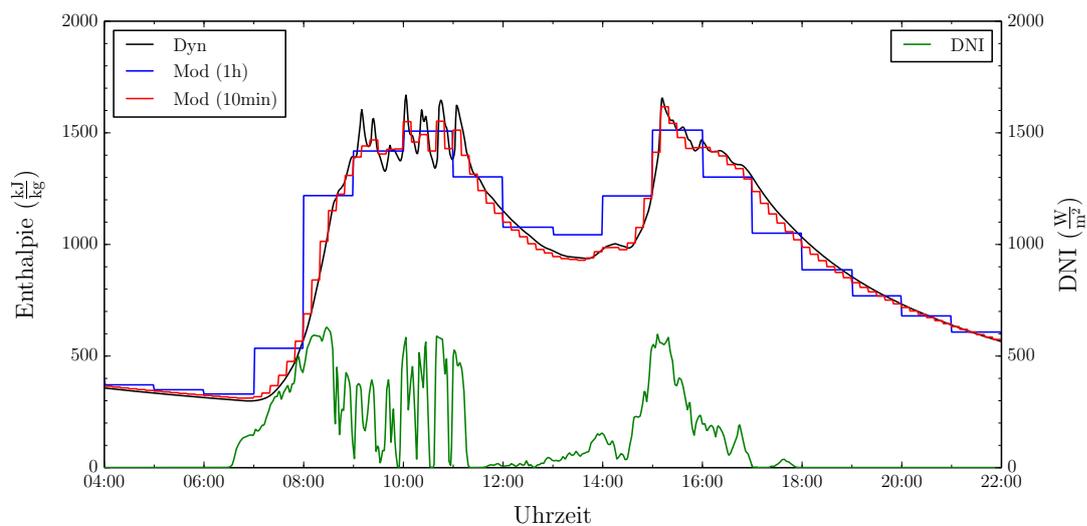


Abbildung 6.4.: *Enthalpie am Feldaustritt bei 10-minütiger und einstündiger Auflösung, Rezirkulationsbetrieb*

Es ist zu erkennen, dass die Erhöhung der Auflösung die Qualität der Abbildung der Enthalpieverläufe im transienten Bereich erheblich verbessert. Während eine einstündige Auflösung zu grob ist um eine gute Abbildung zu gewährleisten, stimmen die Verläufe des dynamischen und modifizierten Modells bei Verwendung einer 10-minütigen Auflösung gut überein. Massenstrom (s. Abb. 6.5) und thermische Leistung (s. Abb. 6.6) werden bei

Verwendung einer höheren örtlichen Auflösung ebenfalls exakter abgebildet.

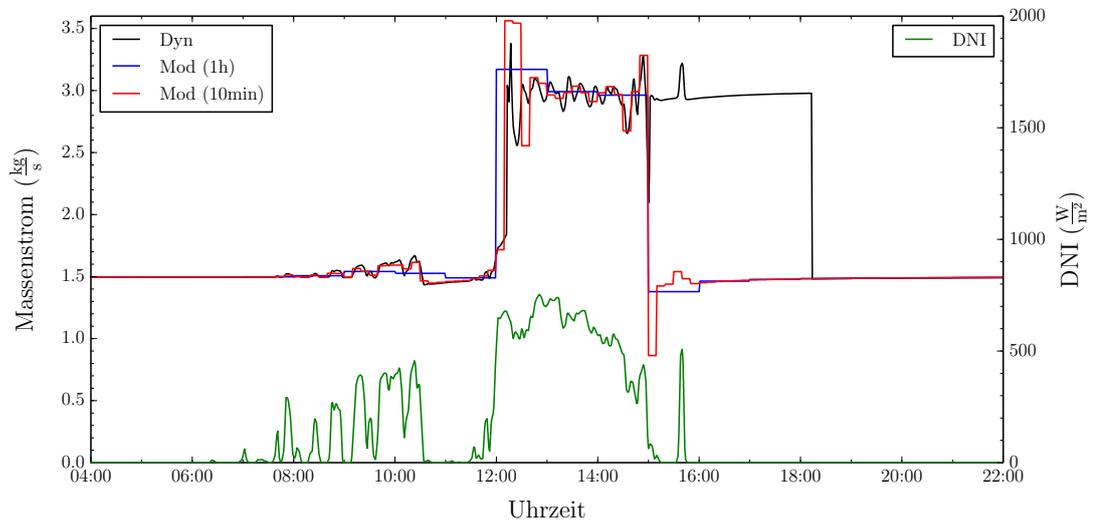


Abbildung 6.5.: Massenstrom am Feldaustritt bei 10-minütiger und einstündiger Auflösung, Rezirkulationsbetrieb

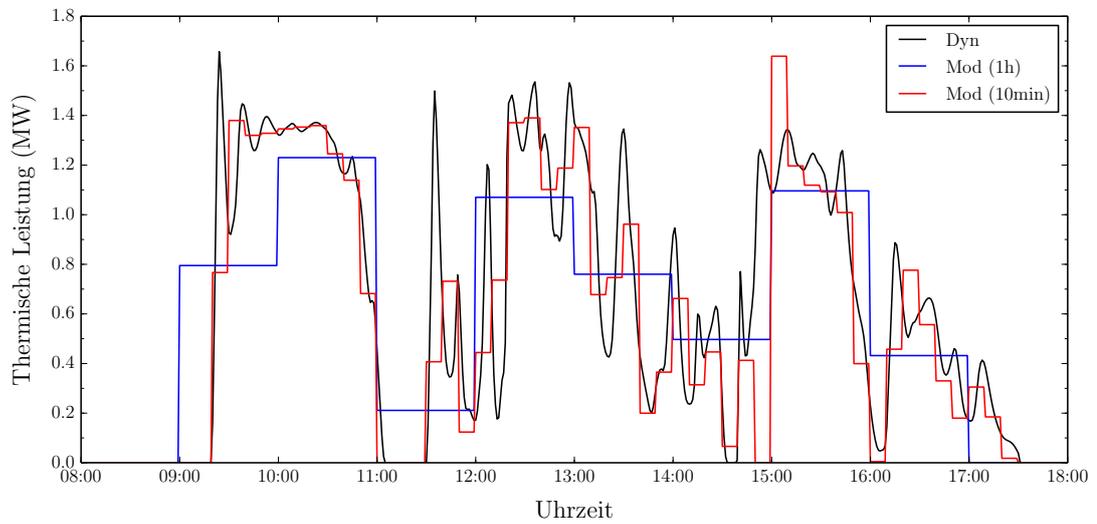


Abbildung 6.6.: Thermische Leistung bei 10-minütiger und einstündiger Auflösung, Rezirkulationsbetrieb

Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurde das Modell der solaren Direktverdampfung in der Software *greenius* optimiert. Neben einer Beschleunigung der Simulation, wurde ein Vergleich zweier Modellierungsansätze durchgeführt sowie der Einfluss einer höheren örtlichen und zeitlichen Auflösung analysiert.

Die Lösung des aus der Modellbildung entstehenden nichtlinearen Gleichungssystems wurde optimiert. Das bis dato verwendete Newton-Verfahren wurde durch das modifizierte Newton-Verfahren ersetzt, um die Anzahl der aufwendigen Jacobi-Matrix-Berechnungen zu reduzieren. Die automatische, löserinterne Berechnung der Jacobi-Matrix wurde durch eine manuelle Berechnung ersetzt, in der redundante Rechenschritte vermieden und die Struktur der Jacobi-Matrix ausgenutzt wird. Eine Skalierung des aus dem Newton-Verfahren entstehenden linearen GLS wurde auf Basis der Zeilenäquibrierung integriert. Mit der GMRES wurde ein alternatives Verfahren zur Lösung des linearen Gleichungssystems implementiert, welches besonders zur Lösung großer, dünnbesetzter Systeme geeignet ist.

Durch die vorgenommenen Maßnahmen gelang es die Rechenzeit für alle in *greenius* abbildbaren Betriebskonzepte um ca. 85 % zu reduzieren. Dabei erhöhte sich die Robustheit des Modells durch die Einführung einer angepassten Skalierung. Die Verwendung der GMRES bewirkte im quasistationären Modell einen leichten Geschwindigkeitsvorteil gegenüber der direkten Lösung per LR-Zerlegung mit Spaltenpivotisierung. Im modifizierten Modell erwies sich jedoch das direkte Verfahren als schneller, vermutlich da dessen Jacobi-Matrix weniger Nullen aufweist. Die reduzierte Rechenzeit des optimierten Systems ermöglichte im Anschluss intensive Tests im Rahmen der Validierung und eine Analyse des Einflusses hoher örtlicher und zeitlicher Auflösung.

Die Ergebnisse der beiden quasistationären Ansätze wurden mithilfe eines dynamischen Modells validiert. Es zeigte sich, dass die im quasistationären Modell getroffene Annahme eines über den Loop konstanten Massenstroms vor allem im Once-Through-Betrieb

bei feiner zeitlicher Auflösung eine nicht zulässige Vereinfachung darstellt, die in einem unrealistischen Verhalten des Systems resultiert. Währenddessen konnte zwischen den Ergebnissen des modifizierten und dynamischen Modells eine gute Übereinstimmung bezüglich Enthalpieverläufen und thermischer Leistung des Solarfeldes beobachtet werden. Die lokalen Massenströme werden qualitativ korrekt abgebildet. Eine detaillierte Abbildung der Massenströme ist mit dem mod. Modell jedoch nicht möglich. Aufgrund der besseren Übereinstimmung der Ergebnisse des mod. Modells mit denen des dyn. Modells, fiel die Entscheidung zugunsten des modifizierten Ansatzes für die zukünftige Verwendung in *greenius*. Eine weitere Maßnahme zur Validierung ist ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit experimentellen Daten. Da der Betrieb realer Anlagen sich jedoch vor allem während des An- und Abfahrens stark von den Modellannahmen unterscheidet, ist es schwierig Daten zu finden, mit denen eine aussagekräftige Validierung möglich ist.

Während die Simulation von mit dem Rezirkulationskonzept betriebenen Anlagen sehr robust ist, treten bei der Berechnung von Once-Through- und Überhitzersystemen häufiger Konvergenzprobleme auf. Durch eine Erhöhung der örtlichen Auflösung kann die Zahl der Fehler in vielen Fällen reduziert und die Qualität der Abbildung somit verbessert werden. Die Berechnungszeit von stabilen Systemen kann durch eine Reduktion der örtlichen Auflösung ohne große Einbuße in der Genauigkeit reduziert werden. Daher sollte geprüft werden, ob die Implementierung einer freien Vorgabe der örtlichen Auflösung in *greenius* mit vertretbarem Aufwand möglich ist.

Die Erhöhung der zeitlichen Auflösung erhöht die Qualität der Abbildung im transienten Bereich erheblich. Bei starker Variation der Sonneneinstrahlung liegt keine gute Übereinstimmung des einstündig aufgelösten modifizierten und des dynamischen Modells bezüglich der Enthalpie vor. Einstündig gemittelte Daten sind zu grob um eine gute Abbildung zu gewährleisten. Bei Verwendung einer 10-minütigen Auflösung stimmen die Enthalpieverläufe der beiden Modelle dagegen auch im transienten Bereich gut überein.

Das Konvergenzverhalten kann sich im Once-Through-Betrieb aufgrund einer Erhöhung der zeitlichen Auflösung verschlechtern, da die DNI stärker schwankt und die Anzahl der kritischen Betriebsmoduswechsel somit steigt. Eine detailliertere Vorgabe der Startwerte wurde als Maßnahme zur Verbesserung der Konvergenz identifiziert, deren Implementierung die Abbildung von DSG-Kraftwerken in *greenius* zukünftig weiter verbessern kann.

Ein möglicher Ansatz ist eine Bestimmung der Startwerte auf Basis der vom Solarfeld absorbierten Wärme und der Enthalpien des vorherigen Zeitschritts.



Konfiguration Testfälle

A.1. Anlagenkonfiguration

Name	Typ	Feld	Kollektor
DISS	Rezirkulation	Diss Field	Diss Average Collector
DISS 1T	Once Through	Diss Field_1Through	Diss Average Collector
Andasol	Rezirkulation	DSG Andasol	ET2 with PTR70 2009
Kanchanaburi	Superheater	DSG_5MW	SL 4600 PTR70 2009
Test	Once Through	Test-DSG-1Through	IndustrialSolar_Fresnel

A.2. Feldkonfiguration

DISS Field

field_model	1	min_fluid_nom_temp	140
field_type	0	f_cleanliness	0.97
reference_irradiance	880	availability	0.99
rowdistance	11	fluid_type	5
coldistance	3.5	fluid_mass	3010
trackingtilt	0	maximal_fluid_temperature	800
trackingazimuth	0	minimal_fluid_temperature	0
endgain_possible	1	fluid_heat_cap1	1.146
rows1	1	fluid_heat_cap2	1.3
cols1	12	fluid_heat_cap3	2.245
header_length1	33	fluid_density1	1007
header_diameter1	0.05	fluid_density2	816
header_mass1	14.8	fluid_density3	601
cold_header_frac1	1	fluid_temp1	20
pipe_length1	244.5	fluid_temp2	250
pipe_diameter1	0.05	fluid_temp3	350
pipe_mass1	14.8	autooptimize_fluidmass	1
drum_length	1.2	nom_mass_flow	1
drum_diameter	0.305	min_mass_flow	0.5
drum_mass	203.46	max_mass_flow	1
recirculation_rate	3	nom_p_out	100
pipe_heatcapacity	0.136	nom_dp_Evap	3.2
autooptimize_pipes	0	piping_loss	0.0583
max_fluid_nom_temp	311	vessel_loss	0
mean_fluid_nom_temp	311		

DISS Field_1Through

field_model	1	availability	0.99
field_type	2	fluid_type	5
reference_irradiance	600	fluid_mass	2380
rowdistance	11	maximal_fluid_temperature	800
coldistance	3.5	minimal_fluid_temperature	0
trackingtilt	0	fluid_heat_cap1	1.146
trackingazimuth	0	fluid_heat_cap2	1.3
endgain_possible	1	fluid_heat_cap3	2.245
rows2	1	fluid_density1	1007
cols2	14	fluid_density2	816
header_length2	33	fluid_density3	601
header_diameter2	0.05	fluid_temp1	20
header_mass2	14.8	fluid_temp2	250
cold_header_frac2	0.77	fluid_temp3	350
pipe_length2	244.5	autooptimize_fluidmass	1
pipe_diameter2	0.05	nom_mass_flow	1
pipe_mass2	14.8	min_mass_flow	0.5
pipe_heatcapacity	0.136	max_mass_flow	1.5
autooptimize_pipes	0	nom_p_out	100
max_fluid_nom_temp	360	nom_dp_Field	3.2
mean_fluid_nom_temp	235	piping_loss	0.0583
min_fluid_nom_temp	140	vessel_loss	0
f_cleanliness	0.97	max_desuperheat	0.5
shut_down_wind	50		

DSG Andasol

field_model	1	f_cleanliness	0.97
field_type	0	shut_down_wind	12
reference_irradiance	800	availability	0.99
rowdistance	17.3	fluid_type	5
coldistance	1	fluid_mass	730400
trackingtilt	0	maximal_fluid_temperature	800
trackingazimuth	0	minimal_fluid_temperature	0
endgain_possible	0	fluid_heat_cap1	1.146
rows1	156	fluid_heat_cap2	1.3
cols1	4	fluid_heat_cap3	2.245
header_length1	6823	fluid_density1	1007
header_diameter1	0.381	fluid_density2	816
header_mass1	60.29	fluid_density3	601
cold_header_frac1	1	fluid_temp1	20
pipe_length1	6805	fluid_temp2	250
pipe_diameter1	0.0525	fluid_temp3	350
pipe_mass1	5.44	autooptimize_fluidmass	1
drum_length	2	nom_mass_flow	169.38
drum_diameter	0.5	min_mass_flow	0.2
drum_mass	500	max_mass_flow	1.1
recirculation_rate	5	nom_p_out	100
pipe_heatcapacity	0.136	nom_dp_Field	0
autooptimize_pipes	1	nom_dp_Evap	0
max_fluid_nom_temp	311	piping_loss	0.0615
mean_fluid_nom_temp	311	vessel_loss	0.005
min_fluid_nom_temp	250	powerblock_start_temp	390

DSG_5MW

field_model	1	max_fluid_nom_temp	330
field_type	1	mean_fluid_nom_temp	255.612315
reference_irradiance	570	min_fluid_nom_temp	140
rowdistance	11	powerblock_start_temp	300
coldistance	3.5	f_cleanliness	0.97
trackingtilt	0	shut_down_wind	14
trackingazimuth	0	availability	0.99
endgain_possible	1	fluid_type	5
rows1	12	fluid_mass	50890
cols1	6	maximal_fluid_temperature	800
header_length1	700	minimal_fluid_temperature	0
header_diameter1	0.154	fluid_heat_cap1	1.146
header_mass1	42.56	fluid_heat_cap2	1.3
cold_header_frac1	1	fluid_heat_cap3	2.245
pipe_length1	120	fluid_density1	1007
pipe_diameter1	0.0627	fluid_density2	816
pipe_mass1	9.2	fluid_density3	601
drum_length	11.5	fluid_temp1	20
drum_diameter	1.75	fluid_temp2	250
drum_mass	1000	fluid_temp3	350
recirculation_rate	2.6	autooptimize_fluidmass	1
rows2	7	nom_mass_flow	6.94841218
cols2	2	min_mass_flow	0.2
header_length2	598	max_mass_flow	10
header_diameter2	0.154	nom_p_out	30
header_mass2	42.56	nom_dp_Field	17.5
cold_header_frac2	0.77	nom_dp_Evap	11
pipe_length2	10	piping_loss	0.0583
pipe_diameter2	0.0627	vessel_loss	0
pipe_mass2	9.2	max_desuperheat	0.5
pipe_heatcapacity	0.136	autooptimize_pipes	0

Testsystem Once-Through

field_model	1	availability	0.99
field_type	2	fluid_type	5
reference_irradiance	900	fluid_mass	1570
design_date	0	maximal_fluid_temperature	800
nominal_Q_field	928313	minimal_fluid_temperature	0
rowdistance	20	fluid_heat_cap1	1.146
coldistance	0.5	fluid_heat_cap2	1.3
trackingtilt	0	fluid_heat_cap3	2.245
trackingazimuth	0	fluid_density1	1007
endgain_possible	0	fluid_density2	816
rows2	1	fluid_density3	601
cols2	5	fluid_temp1	20
header_length2	100	fluid_temp2	250
header_diameter2	0.0779	fluid_temp3	350
header_mass2	11.29	autooptimize_fluidmass	1
cold_header_frac2	0.5	nom_mass_flow	0.41347955
pipe_length2	10	min_mass_flow	0.2
pipe_diameter2	0.0525	max_mass_flow	1.2
pipe_mass2	5.44	nom_p_out	10
pipe_heatcapacity	0.136	nom_dp_Field	1
autooptimize_pipes	0	nom_dp_Evap	0
max_fluid_nom_temp	240	piping_loss	0.055
mean_fluid_nom_temp	200	vessel_loss	0.018
min_fluid_nom_temp	160	max_desuperheat	0.5
f_cleanliness	0.97	shut_down_wind	14

A.3. Kollektorkonfiguration

DISS Avg Collector		ET 2 with PTR70 2009	
focal_length	1.71	focal_length	1.71
col_length	73.67	col_length	148.5
aperture_width	5.52	aperture_width	5.76
Aeff	350.1	Aeff	817.5
optical_efficiency	0.7015	optical_efficiency	0.75
colector_type	0	colector_type	0
ta1	0.0003512	ta1	0.000525
ta2	3.14E-05	ta2	2.86E-05
ta3	0	ta3	0
b0	7.28E-05	b0	0
b1	0.00496	b1	0.03298
b2	0.000691	b2	0
b3	0	b3	0
b4	0	b4	1.36E-09
HCE_diameter	0.05	HCE_diameter	0.0655
specific_HCE_mass	14.8	specific_HCE_mass	3.78
specific_HCE_capacity	0.153	specific_HCE_capacity	0.153
IAMfit	0	IAMfit	0

SL 4600 PTR70 2009		Industrial Solar_Fresnel	
focal_length	1.2	focal_length	4
col_length	115	col_length	64.96
aperture_width	4.6	aperture_width	7.5
Aeff	529	Aeff	351.36
optical_efficiency	0.733	optical_efficiency	0.635
colector_type	0	colector_type	1
ta1	0.0003512	ta1	0
ta2	3.14E-05	ta2	0.00E+00
ta3	0	ta3	0
b0	0.00E+00	b0	0
b1	0.04134	b1	0
b2	0	b2	0.00043
b3	0	b3	0
b4	1.62E-09	b4	0.00E+00
HCE_diameter	0.065	HCE_diameter	0.0655
specific_HCE_mass	3.78	specific_HCE_mass	3.78
specific_HCE_capacity	0.136	specific_HCE_capacity	0.136
IAMfit	0	IAMfit	1



Graphen Validierung

B.1. Rezirkulationsbetrieb

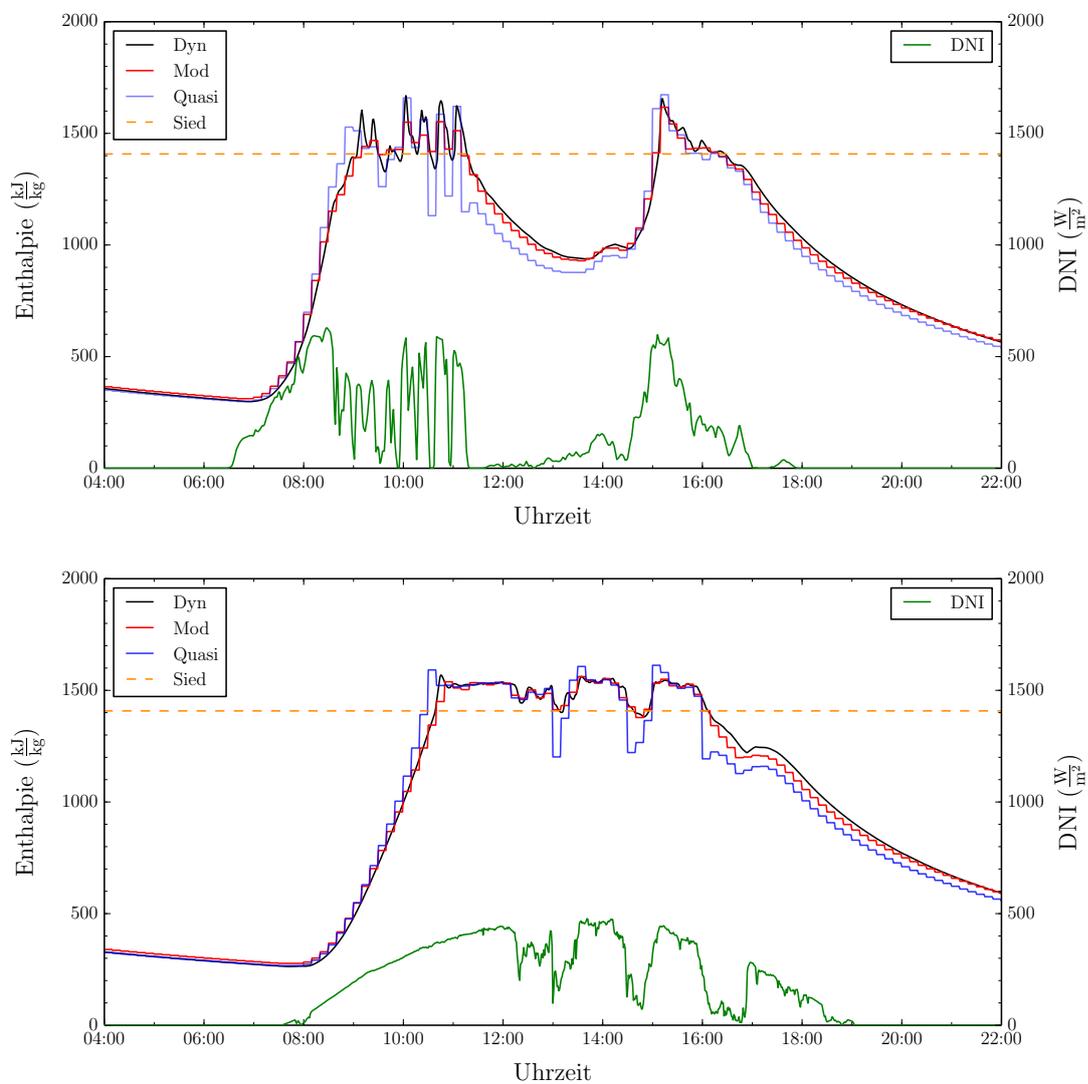


Abbildung B.1.: Enthalpie am Feldaustritt bei 10-minütiger Auflösung, Rezirkulationsbetrieb

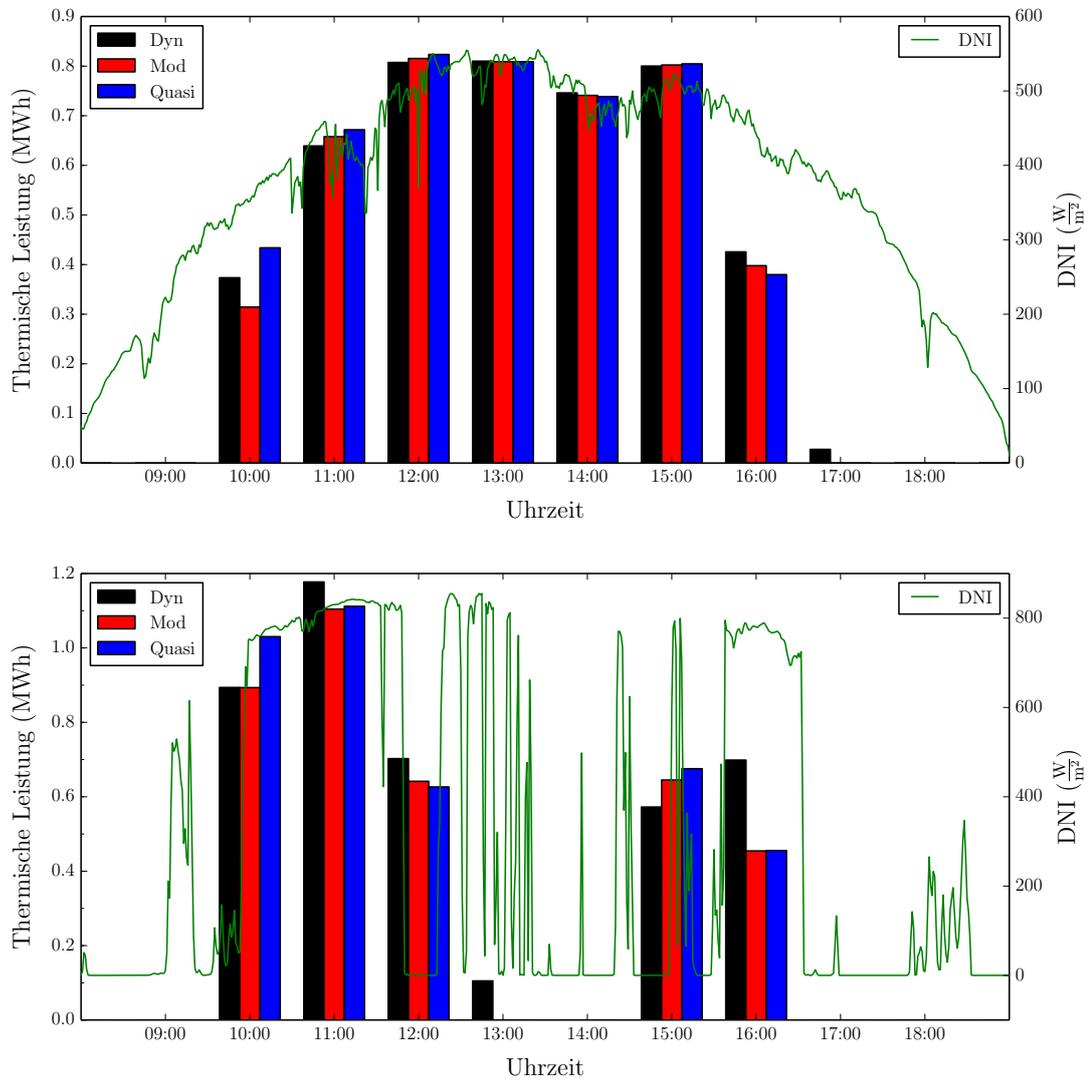


Abbildung B.2.: Stündlicher Solarfeldoutput, Rezirkulationsbetrieb

B.2. Once-Through-Betrieb

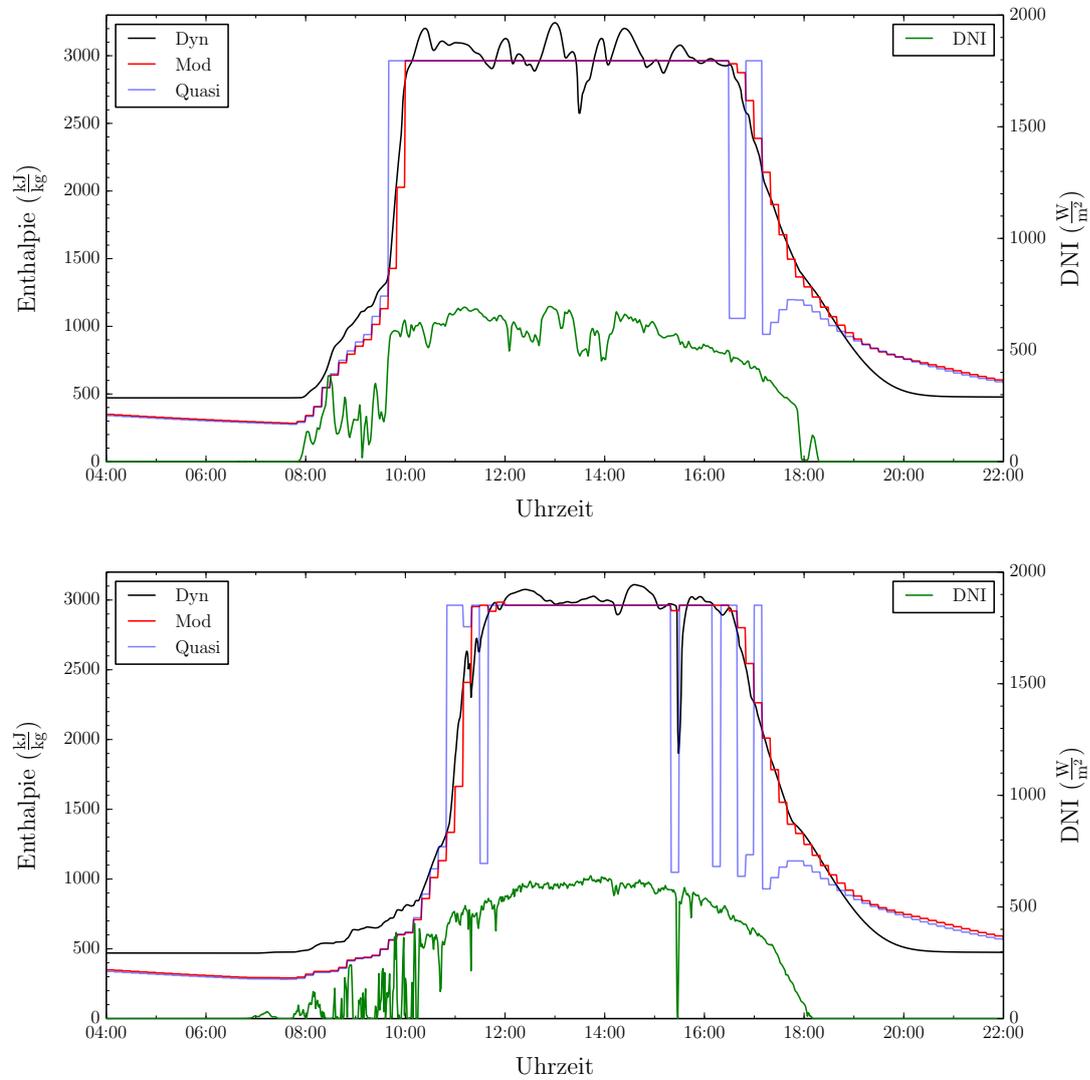


Abbildung B.3.: Enthalpie am Feldaustritt bei 10-minütiger Auflösung, Once-Through-Betrieb

Abbildungsverzeichnis

2.1. Schema des Solarturms in Jülich [3]	4
2.2. Blick auf das Gelände des Solarturms in Jülich [4]	4
2.3. Eurodish-Anlage im Betrieb [6]	6
2.4. Parabolrinnenkollektor auf der PSA [7]	8
2.5. Schematischer Aufbau eines Absorberrohrs [3]	8
2.6. Schema des Parabolrinnenkraftwerks Andasol I in Spanien [3]	9
2.7. Konzepte für den Betrieb eines Direktverdampfungskraftwerks [3]	11
2.8. Fresnelkollektor auf der PSA [9]	13
3.1. Einfluss des Einfallwinkels auf die vom Kollektor absorbierte Leistung [3]	17
3.2. Relevante Faktoren zur Bestimmung der vom Kollektor absorbierten Wärme [3]	19
3.3. Modellierung der Direktverdampfung im Rezirkulationsbetrieb	21
3.4. Diskretes Element des Solarfeldes für den quasistationären Ansatz	22
3.5. Diskretes Element des Solarfeldes für den modifizierten Ansatz; Änderungen gegenüber dem qs. Ansatz in rot	23
4.1. Massenbilanz des Solarfeldes	35
5.1. Schema der DISS-Anlage [19]	44
5.2. Enthalpie am Feldaustritt an einem sonnigen Tag, einstündige Auflösung	46
5.3. Massenstrom am Feldaustritt an einem sonnigen Tag, einstündige Auflösung	46
5.4. Dichte von Wasser bei einem Druck von 100 bar als Funktion der Enthalpie	47
5.5. Enthalpie am Feldaustritt bei transienter Einstrahlung, 10-minütige Auflösung	48
5.6. Massenstrom Abschnitt 0, transiente Einstrahlung, 10-minütige Auflösung	49
5.7. Massenstrom Abschnitt 11, transiente Einstrahlung, 10-minütige Auflösung	49
5.8. Massenstrom Abschnitt 21, transiente Einstrahlung, 10-minütige Auflösung	49
5.9. Stündlicher Solarfeldoutput an einem sonnigen Tag	50
5.10. Stündlicher Solarfeldoutput bei stark schwankender Einstrahlung	51

5.11. Sprunghafter Abfall der Enthalpie am Eintritt zu Beginn des Überhitzens, mod. Ansatz	54
5.12. Enthalpie am Feldaustritt bei einstündiger Auflösung	55
5.13. Enthalpie am Feldaustritt bei 10-minütiger Auflösung	56
5.14. Lokaler Massenstrom im Zeitschritt nach Verdampfungsbeginn	56
5.15. Enthalpieverlauf über den Loop beim Aufheizen, qs. Modell	58
5.16. Enthalpieverlauf über den Loop beim Abkühlen, qs. Modell	58
6.1. Sonnenstand bei einstündiger und 15-minütiger Auflösung nahe des Sonnen- aufgangs	63
6.2. DNI bei einstündiger und 10-minütiger Auflösung kurz vor Sonnenuntergang	64
6.3. Temperaturverläufe in der Dampftrommel, mod. Modell	64
6.4. Enthalpie am Feldaustritt bei 10-minütiger und einstündiger Auflösung, Rezirkulationsbetrieb	65
6.5. Massenstrom am Feldaustritt bei 10-minütiger und einstündiger Auflö- sung, Rezirkulationsbetrieb	66
6.6. Thermische Leistung bei 10-minütiger und einstündiger Auflösung, Rezir- kulationsbetrieb	66
B.1. Enthalpie am Feldaustritt bei 10-minütiger Auflösung, Rezirkulationsbetrieb	79
B.2. Stündlicher Solarfeldoutput, Rezirkulationsbetrieb	80
B.3. Enthalpie am Feldaustritt bei 10-minütiger Auflösung, Once-Through- Betrieb	81

Tabellenverzeichnis

4.1. Chronologische Effizienzsteigerung der Optimierungsmaßnahmen	40
5.1. Prozentuale Abweichung der thermischen Energie im Vergleich zum dynamischen Modell in einer Jahresrechnung, einstündige Auflösung	52
6.1. Prozentuale Abweichung der thermischen Energie im Vergleich zur einstündigen Auflösung in einer Jahresrechnung	65

Literaturverzeichnis

- [1] http://ec.europa.eu/energy/2030_de.htm; 06.01.2015
- [2] <http://www.bmub.bund.de/themen/klima-energie/klimaschutz/nationale-klimapolitik/klimapolitik-der-bundesregierung>; 06.01.2015
- [3] Prof. Dr. Robert Pitz-Paal; *Vorlesung Grundlagen der Solartechnik - RWTH Aachen*; 2013
- [4] http://www.dlr.de/sf/de/Portaldata/73/Resources/images/juelich/DLR_SF_Solarturm-Juelich-Luftbild_Highres.jpg; 23.01.2015
- [5] G. Reich, M. Reppich; *Regenerative Energietechnik - Überblick über ausgewählte Technologien zur nachhaltigen Energieversorgung*; Springer Vieweg; 2013
- [6] <http://www.dlr.de/media/en/Portaldata/58/Resources/bilder/energie/dish-sterling.jpg>; 19.01.2015
- [7] http://www.dlr.de/dlr/Portaldata/1/Resources/bilder/portal/portal_2011_7/parabolrinnen_almeria.jpg; 23.01.2015
- [8] M. Eckhoff et al.; *Applied research concerning the direct steam generation in parabolic troughs*; Solar Energy 74; 2003
- [9] http://www.dlr.de/Portaldata/1/Resources/portal_news/newsarchiv2007/fresnel.JPG; 23.01.2015
- [10] <http://novatecsolar.com/56-1-PE-2.html>; 05.01.2015
- [11] Greenius Team DLR; *greenius User Manual Version 4.1*; Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt; 2014
- [12] Alan C. Hindmarsh, Radu Serban, Aaron Collier; *User Documentation for IDA v2.7.0*; Center for Applied Scientific Computing, Lawrence Livermore National Laboratory; 2012
- [13] Tobias Hirsch; *Dynamische Systemsimulation und Auslegung des Abscheidesystems*

- für die solare Direktverdampfung in Parabolrinnenkollektoren*; Fortschritt-Berichte VDI Reihe 6: Energietechnik; 2005
- [14] Daniel Maldonado Quinto; *Simulation der Direktverdampfung in Parabolrinnen - Vergleich zwischen dynamischen und quasistationären Modellen*; Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt; 2010
- [15] D.A. Knoll, D.E. Keyes; *Jacobian-free Newton–Krylov methods: a survey of approaches and applications*; Journal of Computational Physics 193; 2003
- [16] W. Dahmen, A. Reusken; *Numerik für Ingenieure und Naturwissenschaftler*; Springer Verlag; 2006
- [17] Yousef Saad; *Iterative Methods for Sparse Linear Systems - Second Edition*; Society for Industrial and Applied Mathematics; 2003
- [18] Aaron M. Collier et al.; *User Documentation for Kinsol v2.7.0*; Center for Applied Scientific Computing, Lawrence Livermore National Laboratory; 2011
- [19] Jan Fabian Feldhoff et al.; *Status and first results of the DUKE project – Component qualification of new receivers and collectors*; SolarPACES 2013; 2013