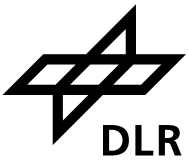

Lehrstuhl für
Solare Komponenten

RWTH AACHEN UNIVERSITY

Diese Arbeit wurde vorgelegt am
Lehrstuhl für Solare Komponenten (DLR)

Bewertung von Einflussparametern auf den Wirkungsgrad eines offenen volumetrischen Receivers in Cavity-Bauform mit Hilfe von CFD

Evaluation of the main parameters influencing the efficiency of an open volumetric receiver in cavity design using CFD

Masterarbeit
Computational Engineering Science

Aachen
September 2018

Vorgelegt von Presented by	Robin Tim Broeske Junkerstraße 52, 52064 Aachen Matrikelnummer: 334031 robin.tim.broeske@rwth-aachen.de
Erstprüfer First examiner	Univ.-Prof. Dr.-Ing. B. Hoffschmidt Lehrstuhl für Solare Komponenten (DLR) RWTH Aachen University
Zweitprüfer Second examiner	Univ.-Prof. Dr.-Ing. R. Pitz-Paal Lehrstuhl für Solartechnik (DLR) RWTH Aachen University
Betreuer Supervisor	Dr.-Ing. Hannes Stadler Institut für Solarforschung Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt (DLR)

„Bewertung von Einflussparametern auf den Wirkungsgrad eines offenen volumetrischen Receivers in Cavity-Bauform mit Hilfe von CFD“
(Masterarbeit)

vorgelegt im September 2018 von
Robin Tim Broeske, Matrikelnummer: 334031

betreut durch Dr.-Ing. Hannes Stadler

RWTH Aachen University
Lehrstuhl für Solare Komponenten
DLR - Institut für Solarforschung
Univ.-Prof. Dr.-Ing. B. Hoffschmidt
Linder Höhe
51147 Köln
Telefax +49 2203 601-4141
Telefon +49 2203 601-3200
www.dlr.de/sf
solarforschung@dlr.de

Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben VORWAiRTS wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie unter dem Förderungskennzeichen 0324093B gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Autor.

Eigenständigkeitserklärung

Hiermit versichere ich, dass ich diese Masterarbeit selbständig verfasst und keine anderen als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt habe. Die Stellen meiner Arbeit, die dem Wortlaut oder dem Sinn nach anderen Werken entnommen sind, habe ich in jedem Fall unter Angabe der Quelle als Entlehnung kenntlich gemacht. Dasselbe gilt sinngemäß für Tabellen und Abbildungen. Diese Arbeit hat in dieser oder einer ähnlichen Form noch nicht im Rahmen einer anderen Prüfung vorgelegen.

Aachen, im September 2018

Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis **VI**

Tabellenverzeichnis **IX**

Nomenklatur **XI**

1 Einleitung **1**

2 Modellierung **3**

2.1 Die Geometrie . . . 3
2.2 Erstellung des Rechengitters . . . 4
2.2.1 Diskretisierung der Receiverfläche . . . 5
2.2.2 Gitterstudie . . . 7
2.3 Das Strömungsmodell . . . 8
2.4 Die Receiverrandbedingungen . . . 10
2.4.1 Flussdichteverteilung und Druckverlustbeiwerte . . . 10
2.4.2 Geschwindigkeit $\vec{U}$ . . . 13
2.4.3 Temperatur T . . . 15
2.5 Energiebilanzen und Receiverwirkungsgrad . . . 16
2.6 Die Luftrückführrate . . . 19
2.7 Strahlungsaustausch . . . 20

3 Receiverkennfeld **23**

3.1 Aufbau des Kennfeldes . . . 23
3.2 Ergebnisse . . . 26
3.2.1 Heißlufttemperatur 670 °C . . . 27
3.2.2 Heißlufttemperatur 560 °C . . . 29
3.2.3 Heißlufttemperatur 700 °C . . . 31
3.2.4 Heißlufttemperatur 400 °C . . . 31
3.3 Diskussion . . . 33
3.3.1 Regression des Wirkungsgrades . . . 33
3.3.2 Einfluss der Heißlufttemperatur . . . 35
3.3.3 Einfluss der Einstrahlung aus dem Heliostatfeld . . . 35
3.3.4 Einfluss des ELR-Anteils . . . 36
3.3.5 Einfluss der Rückführlufttemperatur . . . 37
3.3.6 Massenstromabhängigkeit der Luftrückführrate . . . 38

4 Einflussparameter **41**
4.1 Einfluss der Strahlungsmodellierung 41
4.2 ELR-Anteil Variationen 45
4.2.1 Variation bei Volllast 45
4.2.2 Variation bei 560 °C Heißlufttemperatur 47
4.3 Anpassung der Druckverlustbeiwerte 49
4.3.1 Druckverlustbeiwerte der Rückführluft 50
4.3.2 Druckverlustbeiwerte der Heißluft 54
4.3.3 Kombinierte Anpassung 57
4.3.4 Kreuzvergleich Volllast gegen Teillast 58
4.3.5 Anpassungen der Absolutwerte 61
4.4 Reales Teillastverhalten und Abschalten von Absorbermodulen 63
4.4.1 Reales Teillastverhalten 64
4.4.2 Abschalten von Absorbermodulen 67
4.5 Simulationen mit drei Receivern und Windeinfluss 71
4.5.1 Erweiterung auf drei Receiver 71
4.5.2 Windeinfluss 75

5 Zusammenfassung und Ausblick **80**

Literaturverzeichnis **XVI**

Anhang **XVIII**
A OpenFOAM-Dateien XVIII
A.1 Physikalische Modellierung XVIII
A.2 Numerische Modellierung XXI
B Python-Dateien für die Regressionen XXVI
C Massenstromvergleich: STRAL und OpenFOAM XXIX

Abbildungsverzeichnis

1.1 Schematische Darstellung eines solaren Turmkraftwerks mit Luft als Wärmeträgermedium [8] 1

2.1 CAD Ansicht des Solarturms des Referenzkraftwerkes mit Blick auf den südlichen Hauptreceiver (links) und auf die Nebenreceiver (rechts) (unterer Turmabschnitt nicht dargestellt) 3
2.2 Schematische Darstellung von drei *HiTRec*-Absorbermodulen [2] 4
2.3 Übersicht der Randflächen für die Hauptreceiver-Simulationen 5
2.4 Einteilung der Receiverfläche in Heiß- und Rückführluftzellen 6
2.5 Verteilung der Einstrahlungsflussdichte aus dem Heliostatfeld $\dot{q}_I$ auf der Receiveroberfläche und der Spillagestrahlung $\dot{q}_{Sp}$ auf den Nebenflächen 11
2.6 Mit STRAL ausgelegte Verteilung der Massenströme für die Heißluft $\dot{m}_{HotAir,Design}$ (links) und für die Rückführluft $\dot{m}_{ReturnAir,Design}$ (rechts) 12
2.7 Verteilung der Druckverlustbeiwerte für die Heißluft ζ_{HotAir} (links) und für die Rückführluft $\zeta_{ReturnAir}$ (rechts) 13
2.8 Schematische Darstellung des Referenzkraftwerkes [8] mit eingezeichneten Bilanzgrenzen 18

3.1 Receiverwirkungsgrad als Funktion der Einstrahlung für die Kennfeldsimulationen 27
3.2 Regression des Receiverwirkungsgrad für $T_{HotAir,Soll} = 670\,°C$ 34
3.3 Regression des Receiverwirkungsgrad für $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$ 34
3.4 Regression der Luftrückführrate ARR_{Tot} 39
3.5 Lokale Verteilung der totalen Luftrückführrate ARR_{Tot} auf der Receiveroberfläche (links) und in der Strömung vor dem Receiver (rechts) für die Simulation *KF01* 39
3.6 Lokale Verteilung der internen (ARR_{ILR}, links) und der externen Luftrückführrate (ARR_{ELR}, rechts) auf der Receiveroberfläche für die Simulation *KF01* . . 40

4.2 Verteilung der Einstrahlungsflussdichte $\dot{q}_{Ir}$ auf der Receiveroberfläche ohne (links, Simulation *Str1*) und mit (rechts, Simulation *Basis*) Strahlungsaustausch und Spillagestrahlung 43
4.1 Verteilung der summierten Einstrahlzahlen für die Receiver- und Strahlungsschutzflächen (links) und das Receiverdach (rechts) 44
4.3 Vergleich des Receiverwirkungsgrad zwischen den Simulationen mit erhöhten ELR-Anteilen und dem Receiverkennfeld 48

4.4 Verteilung der Rückführluft-Druckverlustbeiwerte $\zeta_{ReturnAir}$ für die Simulation *Basis* (oben), für die Simulation *Z01* (unten links) und für die Simulation *Z02* (unten rechts) 51
4.5 Lokale Verteilung der externen Luftrückführrate ARR_{ELR} auf der Receiveroberfläche für die Simulation *Basis* (links) und für die Simulation *Z01* (rechts) . 52
4.6 Lokale Verteilung der internen Luftrückführrate ARR_{ILR} auf der Receiveroberfläche für die Simulation *Basis* (links) und für die Simulation *Z02* (rechts) . . 52
4.7 Verteilung der Heißluft-Druckverlustbeiwerte ζ_{HotAir} für die Simulation *Basis* (oben), für die Simulation *Z11* (unten links) und für die Simulation *Z12* (unten rechts) 55
4.8 Verteilung der Heißlufttemperatur $T_{HotAir,r}$ auf der Receiverrückseite für die Simulation *Basis* (links) und für die Simulation *Z11* (rechts) 56
4.9 Verteilung der Strahlungstemperatur T_{rad} auf der Receiveroberfläche für die Simulation *Basis* (oben), für die Simulation *Z11* (unten links) und für die Simulation *Z12* (unten rechts) 57
4.10 Vergleich der Luftrückführraten und des Receiverwirkungsgrades für verschiedene Druckverlustbeiwerte-Verteilungen (Ausgangssimulation *Basis*) 58
4.11 Vergleich der Luftrückführraten und des Receiverwirkungsgrades für verschiedene Druckverlustbeiwerte-Verteilungen (Kreuzvergleich) 60
4.12 Lokale Verteilung der externen Luftrückführrate ARR_{ELR} auf der Receiveroberfläche für die Simulation *KF21* (links) und für die Simulation *K23* (rechts) 61
4.13 Verteilung der Einstrahlungsflussdichte aus dem Heliostatfeld $\dot{q}_I$ und der Spillagestrahlung $\dot{q}_{Sp}$ für Vollast (links) und zwei Stunden nach Solar Noon (rechts) 64
4.14 Verteilung der Einstrahlungsflussdichte aus dem Heliostatfeld $\dot{q}_I$ und der Spillagestrahlung $\dot{q}_{Sp}$ für 60 % Einstrahlung (links) und vier Stunden nach Solar Noon (rechts) 64
4.15 Verteilung der Strahlungstemperatur T_{rad} auf der Receiveroberfläche für die Simulation *KF03* (links) und für die Simulation *TL02* (rechts) 67
4.16 Verteilung der Einstrahlungsflussdichte aus dem Heliostatfeld $\dot{q}_I$ auf der Receiveroberfläche für 50 % Einstrahlung (links) und künstliche Teillast (rechts) . . 68
4.17 Aktivierte und deaktivierte Absorbermodule für die Simulation *TL13* (links) und für die Simulation *TL14* (rechts) 69
4.18 Verteilung der Heißlufttemperatur $T_{HotAir,r}$ auf der Receiverrückseite für die Simulation *TL11* (links) und für die Simulation *TL12* (rechts) 70
4.19 Verteilung der Einstrahlungsflussdichte aus dem Heliostatfeld $\dot{q}_I$ für die Nebenreceiver, Nordost (links) und Nordwest (rechts) 72
4.20 Vergleich der Druckdifferenz der Heißluft Δp_{HotAir} zwischen den drei Receivern unter Windeinfluss ($5\,\frac{\mathrm{m}}{\mathrm{s}}$) 76
4.21 Vergleich der Druckdifferenz der Rückführluft $\Delta p_{ReturnAir}$ zwischen den drei Receivern unter Windeinfluss ($5\,\frac{\mathrm{m}}{\mathrm{s}}$) 76
4.22 Strömungsgeschwindigkeiten über die letzten 1000 Rechenschritte für ausgewählte Simulationen und Messpunkte 78

C.1 Vergleich der Verteilung der Heißluftmassenströme zwischen den STRAL Auslegungswerten (links) und Simulation *KF21* (rechts) XXX

Tabellenverzeichnis

2.1 Ergebnisse der Gitterstudie (Netzgröße) 7
2.2 Ergebnisse der Gitterstudie (Agglomerate) 8
2.3 Randbedingungen der Simulationen des Hauptreceivers (Teil 1) 9
2.4 Randbedingungen der Simulationen des Hauptreceivers (Teil 2) 9
2.5 Integrale Spillagestrahlung $\dot{Q}_{Sp}$ auf den Nebenflächen des Receivers 11

3.1 Einstrahlungs- und Spillageleistungen 24
3.2 Berücksichtigung von Wärmeverlusten bei der Heißluftemperatur 25
3.3 Übersicht Kennfeldparameter 25
3.4 Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 670\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 270\,°C$ 28
3.5 Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 670\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 200\,°C$ 28
3.6 Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 670\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 110\,°C$ 28
3.7 Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 270\,°C$ 30
3.8 Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 200\,°C$ 30
3.9 Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 110\,°C$ 30
3.10 Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 700\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 270\,°C$ 32
3.11 Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 400\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 270\,°C$ 32
3.12 Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 400\,°C$ und 25 % Einstrahlung . . 32
3.13 Koeffizienten der Wirkungsgrad-Regression 34
3.14 Koeffizienten der Luftrückführraten-Regression 38

4.1 Simulationsergebnisse nur mit solarer Einstrahlung (Str1), mit Einstrahlung und Strahlungsaustausch (Str2), mit Einstrahlung, Strahlungsaustausch und Spillagestrahlung (Basis) 43
4.2 Flächengewichtete Mittelwerte der summierten Einstrahlzahlen 44
4.3 Simulationsergebnisse für variierte ELR-Anteile bei Vollast 46
4.4 Simulationsergebnisse für erhöhte ELR-Anteile bei $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$ 46
4.5 Erhöhung des *elr*-Anteil für $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$ 48
4.6 Parameter der Anpassungen der Rückführluft-Druckverlustbeiwerte $\zeta_{ReturnAir}$ nach Gleichung 4.1 50
4.7 Simulationsergebnisse für die Anpassungen der Druckverlustbeiwerte der Rückführluft 53
4.8 Simulationsergebnisse für die Anpassungen der Druckverlustbeiwerte der Heißluft 53
4.9 Simulationsergebnisse für die kombinierten Anpassungen der Druckverlustbeiwerte 53

4.10 Parameter der Anpassungen der Heißluft-Druckverlustbeiwerte ζ_{HotAir} nach Gleichung 4.1 55
4.11 Simulationsergebnisse für die Anpassungen der Druckverlustbeiwerte für die Receiverkennfeld-Betriebspunkte 59
4.12 Simulationsergebnisse für die Anpassungen der Druckverlustbeiwerte im Kreuzvergleich 59
4.13 Simulationsergebnisse für die Anpassungen der Absolutwerte der Druckverlustbeiwerte 59
4.14 Vergleich der Druckdifferenzen für Heiß- und Rückführluft 62
4.15 Simulationsergebnisse für reale Teillast-Einstrahlung 66
4.16 Simulationsergebnisse für das Abschalten von Absorbermodulen 66
4.17 Geänderte Randbedingungen auf dem Patch *absorber* für die Simulationen mit deaktivierten Absorbermodulen 69
4.18 Ergebnisse der Gitterstudie (Simulationen mit 3 Receivern) 73
4.19 Simulationsergebnisse für die Gitterstudie mit drei Receivern 74
4.20 Simulationsergebnisse für die Vortests mit drei Receivern 74
4.21 Simulationsergebnis für Teillast und Wind ($5\,\frac{\mathrm{m}}{\mathrm{s}}$) 74
4.22 Ergebnisse für Simulationen mit Wind ($5\,\frac{\mathrm{m}}{\mathrm{s}}$) 77
4.23 Ergebnisse für Simulationen mit Wind ($10\,\frac{\mathrm{m}}{\mathrm{s}}$) 77

Nomenklatur

Abkürzungen

Symbol	Bedeutung
ARR	air return ratio, Luftrückführrate
CAD	computer aided design
CFD	computational fluid dynamics
CSP	concentrated solar power
DLR	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
ELR	externe Luftrückführung
HiTRec	High Temperature Receiver
ILR	interne Luftrückführung
OVR	offener volumetrischer Receiver
STJ	Solarturm Jülich
VORWAiRTS	Volumetric Receiver With High Air Return System
WDK	Wasserdampfkreislauf

Physikalische Konstanten

Symbol	Bedeutung	Wert
g	Gravitationsbeschleunigung	$9{,}81\ \frac{\mathrm{m}}{\mathrm{s}^2}$
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante	$5{,}67 \cdot 10^{-8}\ \frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m}^2\,\mathrm{K}^4}$

Lateinische Symbole

Symbol	Bedeutung	Einheit
A	Flächeninhalt	m
ARR	Luftrückführrate	–
a_0, a_1, a_2, a_3	Koeffizienten der Luftrückführraten-Regression	–
c_0, c_1, c_2, c_3	Koeffizienten der Wirkungsgrad-Regression	–
c_p	spezifische Wärmekapazität	$\frac{\mathrm{J}}{\mathrm{kg\,K}}$
elr	Anteil des extern ausgeblasenen Rückführluftmassenstroms	–
G	Bestrahlungsstärke	$\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m}^2}$
$\dot{H}$	Enthalpiestrom	W
h	spezifische Enthalpie	$\frac{\mathrm{J}}{\mathrm{kg}}$
J	Flächenhelligkeit	$\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m}^2}$
K_p	Verstärkungsfaktor des PI-Reglers	–
k	turbulente kinetische Energie	$\frac{\mathrm{J}}{\mathrm{kg}}$
k	Wärmedurchgangskoeffizient	$\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m}^2\,\mathrm{K}}$
l	Längenmaß	m
M	Menge von Oberflächenelementen des Rechengitters	–
m	Skalierungsfaktor für die Druckbeiwerteanpassung	–
$\dot{m}$	Massenstrom	$\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{s}}$
Nu_t	turbulente Nusselt-Zahl in OpenFOAM	–
$\vec{n}$	(äußerer) Normalenvektor	–
P	Leistung	W
p	Druck	Pa
$\dot{Q}$	Wärmestrom	W_{th},W
$\dot{q}$	Flussdichte	$\frac{W_{\mathrm{th}}}{\mathrm{m}^2}$,$\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m}^2}$
Sc	Schmidt-Zahl	–
T	Temperatur	K,°C
$\vec{U}$	Strömungsgeschwindigkeit (Vektor)	$\frac{\mathrm{m}}{\mathrm{s}}$
$\dot{V}$	Volumenstrom	$\frac{\mathrm{m}^3}{\mathrm{s}}$
y	senkrechter Wandabstand	m
z	vertikale (kartesische) Koordinate	m

Griechische Symbole

Symbol	Bedeutung	Einheit
α_t	turbulente Enthalpieleitfähigkeit in OpenFOAM	$\frac{\mathrm{kg\,s}}{\mathrm{m}}$
β	Index, zu welchem Zell-Agglomerat eine Zelle gehört	–
γ	binäre Größe zur Einteilung der Zellen auf der Receiverfläche in Heiß- und Rückführluftzellen	–
Δf	Differenz der jeweiligen Größe f bezogen auf einen Referenzwert	– (abh. von f)
ε	Emissionsgrad	–
ζ	Druckverlustbeiwert	–
η	(Receiver-)Wirkungsgrad	–
θ	Eingangsgröße für die Anpassung der Druckverlustbeiwerte	–
λ	Wärmeleitfähigkeit	$\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m\,K}}$
μ	dynamische Viskosität	$\mathrm{Pa\,s}$
ξ	dimensionsloser Skalar	–
ρ	Dichte	$\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{m}^3}$
ρ	Reflexionsgrad	–
σ	Integralteil des PI-Reglers	$\mathrm{K}, \frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{s}}$
Φ	Einstrahlzahl	–
ω	spezifische Turbulenzabgaberate	$\frac{1}{\mathrm{s}}$

Hoch- und Tiefgestellte Indizes

Symbol	Bedeutung
Abs	bezogen auf die Receiverfläche
Air	an die Luft übertragen
a	Index für ein Absorbermodul
alt	alternative Definition
Design	Auslegungswert
ELR	bezogen auf die externe Luftrückführung
el	elektrisch
ext	extern
Fan	bezogen auf ein Gebläse

Symbol	**Bedeutung**
$\overline{f}$	gemittelter Wert der jeweiligen Größe f
g	grauer Strahler
HotAir, HA	bezogen auf den Heißluftstrom durch den Receiver
I	Heliostatfeldstrahlung auf die Receiverfläche
ILR	bezogen auf die interne Luftrückführung
Ir	gesamte Einstrahlung auf die Receiverfläche
i	Index für ein Volumenelement des Rechengitters
j, k	Index für ein Oberflächenelement (Zelle) des Rechengitters
Konv	konvektive Wärmeübertragung
Leit	Wärmeleitung
max	maximaler Wert
min	minimaler Wert
neu	Wert nach einer Anpassung
R	durch eine Regression bestimmter Wert
ReturnAir, RA	bezogen auf den Rückführluftstrom durch den Receiver
Returned-WarmAir	bezogen auf den Teil des Heißluftstroms durch den Receiver, der aus wieder eingesaugter Warmluft besteht
r	bezogen auf die Receiverrückseite
rad	Wärmestrahlung
rgh	Berücksichtigung von Höhenänderungen
Soll, S	Sollwert
Sp	Heliostatfeldstrahlung auf die Nebenflächen
Speicher	bezogen auf den Wärmespeicher
Str	bezogen auf alle am Strahlungaustausch beteiligte Flächen
Sum	aufsummierter Wert
Tot	gesamt, total
target	Zielwert
th	thermisch
Umg	bezogen auf die Umgebung (Simulationsgrenze)
Verlust	Verlustterm
v	bezogen auf die Receivervorderseite
vor	Wert vor einer Anpassung
W	bezogen auf eine Wand
WDK	bezogen auf den Wasserdampfkreislauf

1 Einleitung

Die konzentrierende Solartechnik (engl. *concentrated solar power*, CSP) ist seit mehreren Jahrzehnten Bestandteil der Forschung im Bereich der erneuerbaren Energien. CSP Kraftwerke werden nach der Fokussierung des Sonnenlichtes in linien- und punktfokussierende Systeme unterteilt. Parabolrinnenkraftwerke sind die am weitesten verbreitete Form der linienfokussierenden Kraftwerke, während punktfokussierende Systeme vor allem in Form von Turmkraftwerken zum Einsatz kommen. Der schematische Aufbau eines solchen Solarturmkraftwerkes ist in Abbildung 1.1 gezeigt. Die einfallende direkte Solarstrahlung wird von einem Feld an Spiegeln, den Heliostaten, auf den Receiver an der Spitze des Solarturms gebündelt. Dort wird die Einstrahlung absorbiert und an ein Wärmeträgerfluid übertragen. Dieser heiße Massenstrom wird dann genutzt, um die Wärme zu speichern oder einen Wärmeübertrager zu betreiben. An den Wärmeübertrager sind dann typischerweise ein Wasserdampfkreislauf (WDK) oder vergleichbare Kraftwerksprozesse angeschlossen.[14]

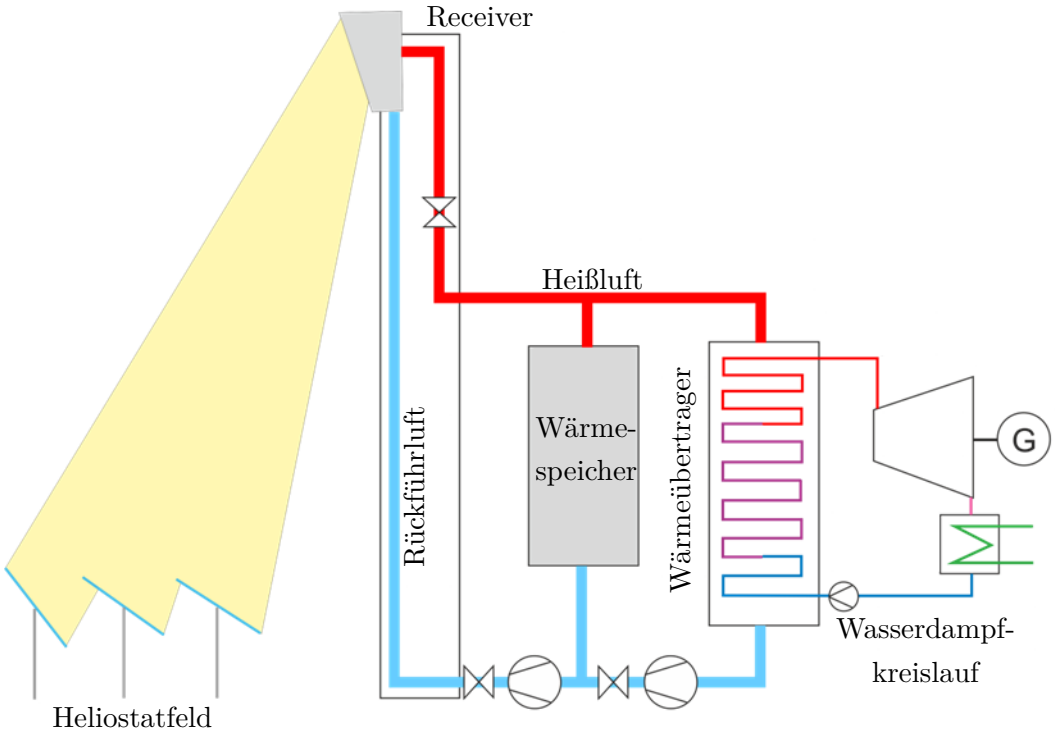

Abbildung 1.1: Schematische Darstellung eines solaren Turmkraftwerks mit Luft als Wärmeträgermedium [8]

Der Receiver bildet die zentrale Komponente des Turmkraftwerkes. Unterschieden werden

solare Receiver auf Basis des verwendeten Wärmeträgerfluids und der Form des Receivers. Geschlossene Salz- und Wasserdampfreceiver sind die zurzeit vorherrschenden Technologien im Bereich der solaren Turmkraftwerke.[13, 14] Eine Alternative bilden offene volumetrische Receiver (OVR) mit Luft als Wärmeträgermedium. Denn Luft als Wärmeträgermedium ist umweltfreundlich und einfacher in der Nutzung als Salz oder Wasserdampf. Um wettbewerbsfähig im Vergleich zu anderen Technologien zu werden, sind offene volumetrische Receiver Teil der aktuellen Forschung.

Eine sehr gute Übersicht über alle zur Zeit existierenden und teilweise auch der geplanten CSP Kraftwerke bietet die Website *Concentrating Solar Power Projects*[13]. Eine chronologische Aufarbeitung der verschiedenen Technologien im Bereich der offenen volumetrischen Receivern liefert Ávila-Marín[3]. Daher wird an dieser Stelle nur auf ausgewählte Arbeiten am Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt (DLR) eingegangen. Am DLR begann die Forschung zu offenen volumetrischen Receivern 1996 mit der Untersuchung von möglichen Absorbermaterialien.[7] In der Folge entstand die als *HiTRec* (***Hi**gh **T**emperature **R**eceiver*) bezeichnete OVR-Technologie. Charakteristisch für diese Technologie ist, dass die Vorderseite des Receivers aus vielen identischen Modulen mit einem keramischen volumetrischen Absorbergitter besteht. Ein wichtiger Schritt der Weiterentwicklung der *HiTRec*-Technik über die folgenden Jahre stellte der Bau und die Inbetriebnahme des Solarturm Jülich (STJ) dar. Der Betrieb des Forschungs- und Demonstrationskraftwerkes mit einer Leistung von 1,5 MW_{el} begann 2008, erster Strom wurde Anfang 2009 eingespeist.[10] Die aktuellen Forschungen zum Thema offene volumetrische Receiver am DLR finden im Rahmen des Projekts VORWAiRTS (***Vo**lumetric **R**eceiver **W**ith High **Ai**r **R**eturn **S**ystem*) statt. Der Schwerpunkt von VORWAiRTS ist die Veränderung der Bauweise hin zu einer Cavity.
Bei der Erforschung der OVR Technologie kommen am DLR auch vermehrt *Computational-Fluid-Dynamics*-Simulationen zum Einsatz. Stadler et al.[17] entwickelte hierfür ein Simulationsmodell für die Software OpenFOAM[19], das mit experimentellen Daten für den STJ verglichen wurde (Veröffentlichung ausstehend). Unter anderem mit Hilfe dieses CFD-Modells wird im Projekt VORWAiRTS ein Konzept für ein neues Kraftwerk entwickelt. Dieses neue solare Turmkraftwerk wird als Referenzkraftwerk bezeichnet und besitzt im Gegensatz zum konvex geformten Receiver des STJ drei OVR, die als überdachte, konkave Zylinder im Cavity-Design geplant sind.

Das Ziel dieser Masterarbeit ist es, die innerhalb des DLR entwickelten Modelle für die CFD-Simulation von offenen volumetrischen Receivern auf das neu entworfene Referenzkraftwerk anzuwenden und die Modelle, wenn notwendig, entsprechend zu erweitern. Mit CFD-Simulationen soll dann ein Wirkungsgradkennfeld in Abhängigkeit der Einstrahlleistung und der Ein- bzw. Austrittstemperaturen berechnet und hiermit das Verhalten der OVR des Referenzkraftwerks charakterisiert werden. Auf Basis des Kennfeldes ist eine Regression des Receiverwirkungsgrades durchzuführen, um Wirkungsgradkennlinien für später im Projekt VORWAiRTS geplante Jahresertragsberechnungen bereit zu stellen. Im zweiten Teil der Arbeit sollen die Auswirkungen von verschiedenen weiteren Einflussparametern wie der Massenstromverteilung, Deaktivieren von Teilen des Receivers oder Wind analysiert werden.

2 Modellierung

Die Untersuchungen des Referenzkraftwerkes erfolgen durch Strömungssimulationen mit der CFD Software OpenFOAM (Version 4.1) und hierfür innerhalb des DLR entwickelten Randbedingungen und Tools. In diesem Kapitel werden neben der Geometrie des Referenzkraftwerkes die Einzelheiten dieser Modellierung vorgestellt, bevor die Simulationsergebnisse in den nächsten beiden Kapiteln präsentiert werden.

2.1 Die Geometrie

Das Referenzkraftwerk ist als CSP Kraftwerk mit einem einzelnen zentralen Turm geplant, an dem sich drei separate offene volumetrische Receiver (OVR) befinden. Der fiktive Standort des Turmkraftwerks befindet sich auf der Südhalbkugel in Südafrika. Daher ist der flächenmäßig um etwa 40 % größere Hauptreceiver nach Süden ausgerichtet, während die beiden Nebenreceiver symmetrisch nach Nordosten und Nordwesten geöffnet sind. Alle drei Receiver sind als konkave, überdachte Zylindersegmente im Cavity-Design vorgesehen. Der Auslegungswert der Einstrahlleistung aus dem Heliostatfeld liegt bei 125 MW für den Haupt- und bei 80 MW für die Nebenreceiver.[8]

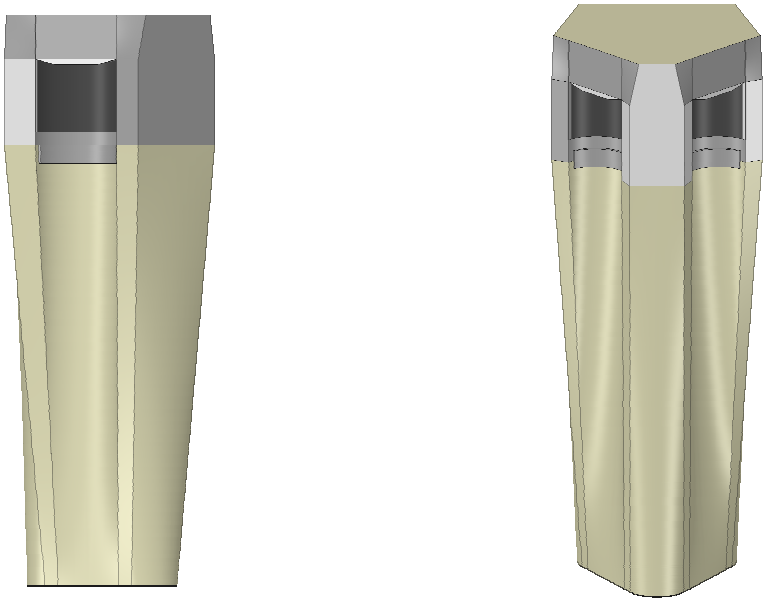

Abbildung 2.1: CAD Ansicht des Solarturms des Referenzkraftwerkes mit Blick auf den südlichen Hauptreceiver (links) und auf die Nebenreceiver (rechts) (unterer Turmabschnitt nicht dargestellt)

Die OVR des Referenzkraftwerks beruhen dabei auf der Weiterentwicklung der modularen *HiTRec* Technologie des DLR, die bereits im Rahmen des Solarturms Jülich (STJ) erfolgreich eingesetzt wurde.[10] Das Grundelement des Receivers bilden quadratische Absorbermodule mit einer Seitenlänge von 14 cm, die in Abbildung 2.2 schematisch dargestellt sind. Mehr als 11500 Absorbermodule bilden den Hauptreceiver und jeweils mehr als 8000 die beiden Nebenaugen.[8] Die Vorderseite eines Moduls besteht aus einem schwarzen, volumetrischen Keramikgitter, das die einfallende Sonnenstrahlung absorbiert. Durch das Gitter wird Luft eingesaugt, an welche die Wärme vom Gitter übertragen wird. Weiter führt ein trichterförmiger Übergang und ein Rohr den Luftstrom zu einem Sammelrohr, in dem die heiße Luft aus allen Absorbermodulen gesammelt und zum Wärmeübertrager des Kraftwerkskreislauf oder zum Wärmespeicher geleitet wird. Der Gesamtmassenstrom wird von einem Gebläse kontrolliert und durch Blenden in den einzelnen Absorbermodulen stellt sich eine lokal unterschiedliche Massenstromverteilung auf der Receiveroberfläche ein.[2]

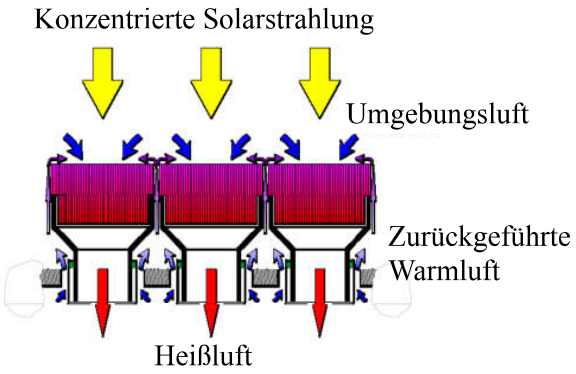

Abbildung 2.2: Schematische Darstellung von drei *HiTRec*-Absorbermodulen [2]

Wie in der Abbildung ebenfalls zu erkennen ist, wird die aus dem Kraftwerkskreislauf zurückkehrende Luft durch die Rückseite und die Zwischenräume der Receiverstruktur geführt bevor sie durch kleine Spalte zwischen den einzelnen Absorbermodulen austritt. Dies dient u.a. der Kühlung der Tragestruktur und bildet die sogenannte interne Luftrückführung (ILR). Die zurückgeführte Luft wird nach dem Austritt aus den kleinen Spalten zwischen den Absorbermodulen teilweise wieder in den Receiver eingesaugt. Zusätzlich zur internen Luftrückführung besitzt jeder der drei Receiver eine externe Luftrückführung (ELR). Durch diese wird ein Teil der aus dem Kraftwerkskreislauf zurückkehrenden Luft entlang der Unterkante der Receiverfläche senkrecht nach oben ausgeblasen. Die ELR, deren Konzept ebenfalls am Solarturm Jülich entwickelt wurde, reduziert aufgrund von geringeren notwendigen Druckdifferenzen die aufzuwendende Leistung des Gebläses.[8, 18]

2.2 Erstellung des Rechengitters

Das thermische Verhalten der Absorbermodule und der Tragestruktur wurde bereits im Vorfeld innerhalb des DLR untersucht.[8] Darauf aufbauend wurde die Rechendomain für die im

Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Simulationen so gewählt, dass diese auf der Receiveroberfläche endet. Dies bedeutet, dass Luft, die vom Receiver eingesaugt wird, die Strömungssimulation über die Receiverrandfläche verlässt, während Luft, die aus der internen Luftrückführung austritt, über dieselbe Fläche in die Strömungsdomain eintritt. Die Ergebnisse der Absorbermodulsimulationen werden in Form eines Kennfeldes in den Receiverrandbedingungen (Abschn. 2.4.3) genutzt. Die externe Luftrückführung bildet ebenso wie die ILR eine Einlassfläche. Das Rechengebiet umfasst, um den Rechenaufwand zu reduzieren, nur den obersten Teil des Solarturms und endet nach außen hin mit Randflächen zur Umgebung in alle sechs Richtungen.

Der Haupt- und die Nebenreceiver sind bis auf unterschiedliche Größenverhältnisse gleich aufgebaut, daher ist ein qualitativ ähnliches Verhalten der Receiver zu erwarten. Um den Rechen- und Zeitaufwand zu reduzieren, werden somit alle Simulation, bis auf die zur Untersuchung des Windeinflusses (Abschn. 4.5), nur für den Hauptreceiver durchgeführt. Eine Übersicht der Randflächen (in OpenFOAM *patches* genannt) der Hauptreceiversimulationen ist in Abbildung 2.3 dargestellt. Aus dieser wird auch die Form der Umgebungsrandfläche deutlich, die 60 m hoch und breit und entlang der Öffnungsrichtung des Receivers 40 m tief ist.

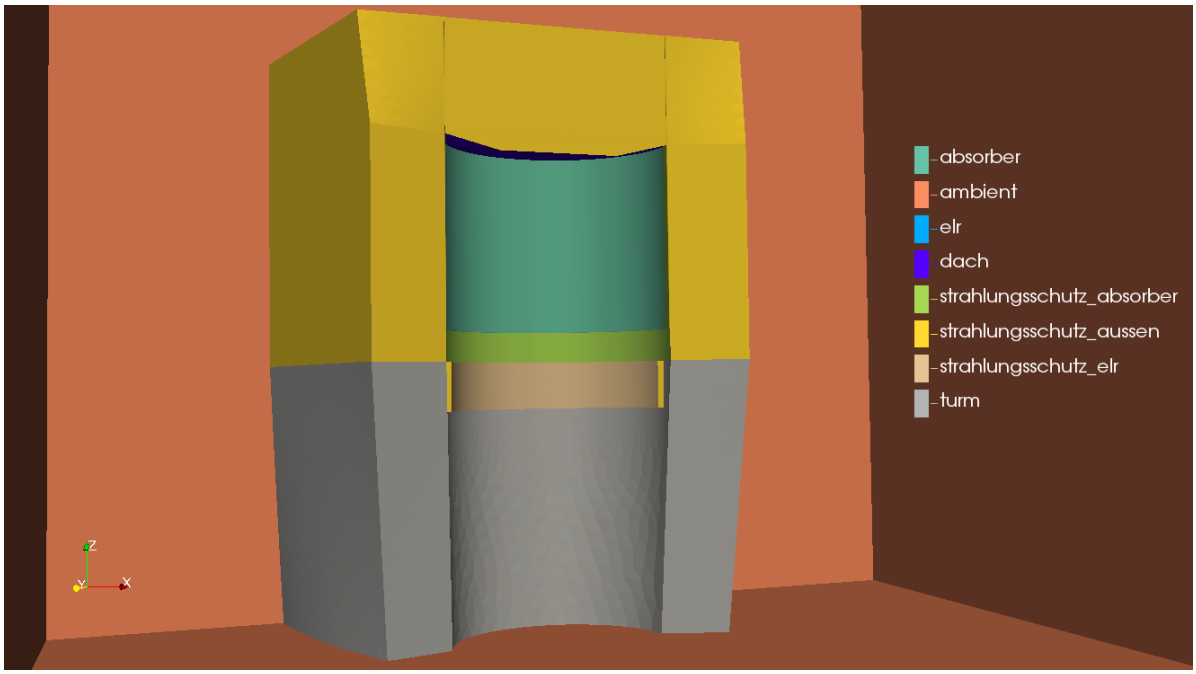

Abbildung 2.3: Übersicht der Randflächen für die Hauptreceiver-Simulationen

2.2.1 Diskretisierung der Receiverfläche

Die Gesamtfläche des Hauptreceivers beträgt etwa 240 m^2, während die Spalte der ILR (Abb. 2.2) etwa 5 mm groß sind. Um die Strömung durch diese Spalte exakt aufzulösen, wäre ein Rechengitter notwendig, deren Elemente auf der Receiverfläche kleiner als die Spaltenbreite sind. Dies würde aber zu einer Größenordnung von 10 Millionen Elementen auf der Oberfläche und

100 Millionen Elementen für das ganze simulierte Volumen führen. Bereits die hier durchgeführten Simulationen benötigen mit 10 Millionen Volumenelemente bis zu zwei Tagen mit der zur Verfügung stehenden Rechnerleistung. Als Folge ist es nicht möglich die Receiveroberfläche im Detail aufzulösen. Stattdessen wird eine glatte, konkave Zylinderoberfläche vernetzt und anschließend eine auf Zell-Agglomeraten basierende Approximation in den Randbedingungen des Receivers verwendet. Nach der Erstellung des Rechengitters werden mit dem am DLR entwickelten Tool *sfHiTRecAgglomerate*[8] die Zellen auf der Receiveroberfläche in sogenannte Agglomerate eingeteilt. Ein Agglomerat ist eine Gruppe von Zellen und jede Zelle wird genau einem Agglomerat zugeordnet. Generiert werden die Agglomerate, indem der Algorithmus benachbarte Oberflächenelemente zu immer größer werdenden Agglomeraten zusammengefügt bis nur noch eine vorgegebene Anzahl von Gruppen übrig bleibt. Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Simulationen wird die Oberfläche in 40 horizontale Reihen mit jeweils 125 Agglomeraten über den Zylinderumfang, d.h. insgesamt 5000 Agglomerate, eingeteilt. Im zweiten Teil des Algorithmus werden in der Mitte eines jeden Agglomerates Elemente als Rückführluftzellen deklariert. Diese Elemente modellieren die Spalte der ILR zwischen den einzelnen Absorbermodulen, durch welche die aus dem Kraftwerkskreislauf zurückgekehrte Luft austritt. Die restlichen Zellen, die Heißluftzellen, eines jeden Agglomerates modellieren die eigentlichen Module, d.h. sie bilden den Auslass aus dem Simulationsgebiet durch den die Luft vom Receiver angesaugt wird (vgl. Abb. 2.2). Die Anzahl an Rückführluftzellen wird durch einen vorgegebenen Flächenanteil an der Gesamtfläche eines jeden Agglomerates bestimmt. Bezogen auf die gesamte Receiverfläche machen alle Spalte der internen Luftrückführung 7,8 % der Fläche aus, daher wird genau dieser Flächenanteil eines jeden Agglomerates als Rückführluftzellen gewählt.[8]

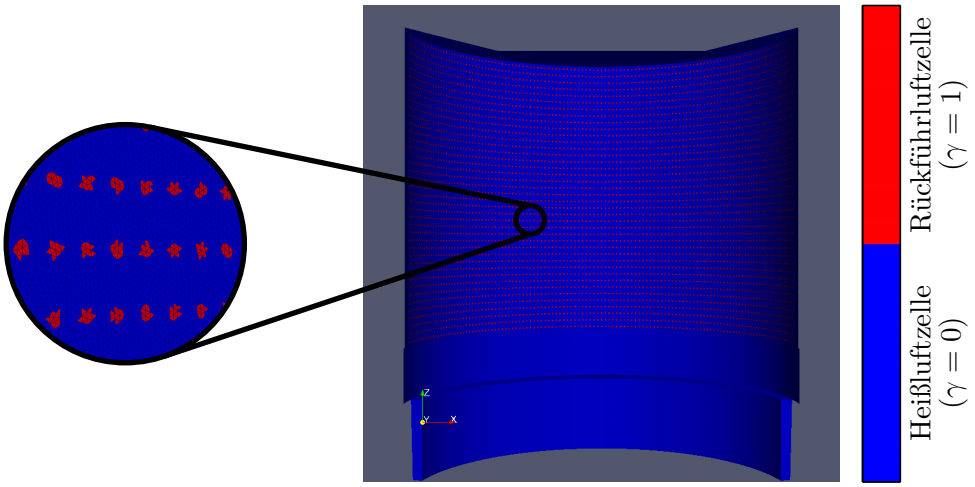

Abbildung 2.4: Einteilung der Receiverfläche in Heiß- und Rückführluftzellen

Die Einteilung der Receiverfläche in Heiß- und Rückführluftzellen, wie sie für die später diskutierten Simulationen genutzt wird, ist in Abbildung 2.4 zu sehen. Für die weiteren Rechnungen erzeugt das *sfHiTRecAgglomerate*-Tool einen Index β_k zu welchem Agglomerat jede Zelle k gehört und ein Feld γ. Letzteres ist für jedes Element auf der Receiveroberfläche genau dann eins, wenn dieses eine Rückführluftzelle eines Agglomerates ist, und sonst null. Genutzt werden

die Zell-Agglomerate in den Randbedingungen des Receivers (Abschn. 2.4).

2.2.2 Gitterstudie

Die verwendeten Rechengitter bestehen aus Tetraederelementen und wurden mit der Software Ansys (Version 18.2) erstellt. Ein Vergleich von vier unterschiedlich feinen Rechengittern dient zur Überprüfung der Abhängigkeit der Simulationsergebnisse vom jeweils verwendeten Rechengitter. Die resultierenden Luftrückführraten ARR_{Tot} (Abschn. 2.6) und Wirkungsgrade η (Abschn. 2.5) sind in Tabelle 2.1 neben der Zellenanzahl der jeweiligen Rechengitter aufgeführt. Nur diese beiden berechneten Größen werden in der Tabelle gezeigt, da die hier präsentierten Simulationen nicht direkt mit den später gezeigten Ergebnissen vergleichbar sind. Unter anderem lag die mit STRAL berechnete Flussdichteverteilung (Abschn. 2.4.1) zum Zeitpunkt der Gitterstudie noch nicht vor, sodass eine künstliche Verteilung genutzt wurde. Der verwendete Betriebspunkt des Hauptreceivers entspricht der in Kapitel 4 als *Basis* bezeichneten Simulation ($\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}} = 100\,\%$, $T_{HotAir,Soll} = 650\,°\mathrm{C}$, $T_{ReturnAir,r} = 180\,°\mathrm{C}$ und $elr = 50\,\%$, ohne Wind).

Tabelle 2.1: Ergebnisse der Gitterstudie (Netzgröße)

Netz	**Anzahl Elemente**	$\boldsymbol{ARR_{Tot}}$ [−]	$\boldsymbol{\eta}$ [−]
Grob	6,4 Millionen	83,7 %	86,9 %
Mittel	10,5 Millionen	84,4 %	87,1 %
Fein	16,2 Millionen	85,7 %	87,4 %
Sehr fein	19,5 Millionen	84,7 %	87,2 %
Grob & transient	6,4 Millionen	–	87,0 %

Zwischen den unterschiedlichen Rechengittern ändert sich der Wirkungsgrad maximal um 0,5 Prozentpunkte und die Luftrückführrate maximal um 2,0 Prozentpunkte. Jedoch ist in den Schwankungen keine Tendenz erkennbar, so liegt das Ergebnis des sehr feinen Netzes wieder näher an dem Resultat des mittleren Rechengitters als das feine Mesh. Für die weiteren Simulationen wird daher das mittlere Rechengitter mit 10,5 Millionen Elementen ausgewählt. Die durchschnittliche Elementgröße beträgt für dieses Netz 3 cm auf der Receiveroberfläche, 8 cm im Nahbereich des Receivers, 1 m im Bereich des Turms und bis zu 5 m im Außenbereich der Umgebungsluft. Außerdem ist in Tabelle 2.1 das Ergebnis einer transienten Rechnung mit dem groben Rechengitter aufgelistet. Da sich durch die zeitabhängige Betrachtung der Wirkungsgrad nur geringfügig ändert, werden alle folgenden Simulationen als stationär modelliert.

In einem zweiten Schritt wurde überprüft, ob die zuvor beschriebene Diskretisierung der Receiverfläche in Zell-Agglomerate einen Einfluss auf das Simulationsergebnis hat. Die Simulationen für die unterschiedlichen Rechengitter in Tabelle 2.1 wurden für 5000 Agglomerate und einen relativen Flächenanteil der Rückführluftzellen von 7,8 % durchgeführt. Wie Tabelle 2.2 zeigt hat eine erhöhte Anzahl Agglomerate und ein leicht geänderter Flächenanteil nur einen sehr

kleinen Einfluss auf das Ergebnis, daher werden alle weiteren Simulationen mit den Ausgangswerten gerechnet.

Tabelle 2.2: Ergebnisse der Gitterstudie (Agglomerate)

Test	**Anzahl Elemente**	$\boldsymbol{ARR_{tot}}$ [−]	$\boldsymbol{\eta}$ [−]
6000 Agglomerate	10,5 Millionen	84,5 %	87,2 %
7,5 %-Flächenanteil	10,5 Millionen	84,3 %	87,0 %
8,5 %-Flächenanteil	10,5 Millionen	84,4 %	87,0 %

2.3 Das Strömungsmodell

Die Simulation der Luftströmung erfolgt als stationäre, kompressible und turbulente Strömung unter Berücksichtigung von Auftriebskräften. Die auftretenden Temperaturen reichen dabei von einer Umgebungstemperatur von 15 °C bis hin zu den hohen Temperaturen am Receiver von mehr als 700 °C, daher ist die Betrachtung als kompressibles Fluid unter Beachtung von Auftriebskräften, die aufgrund von Dichteänderungen auftreten, notwendig. Als Teil der Gitterstudie (Tab. 2.1) wurde festgestellt, dass ohne Wind eine stationäre Betrachtung des Problems ausreichend ist. Das Strömungsfeld wird mit den Reynolds-gemittelten Navier-Stokes-Gleichungen unter Verwendung eines Turbulenzmodelles beschrieben. Ausführliche Informationen zu diesen zentralen Gleichungen der Fluidmechanik finden sich unter anderem bei Schröder[15]. Als Zustandsgleichung für die Luft wird das ideale Gasgesetz verwendet und die Energiegleichung wird in der Formulierung über die spezifische Enthalpie h genutzt. Das eingesetzte Turbulenzmodell ist das *shear-stress-transport* k-ω Modell.[2, 12] Gelöst werden die Gleichungen numerisch mit Hilfe des Strömungslösers *sfBuoyantSimpleFoam*, der auf dem in OpenFOAM enthaltenen Löser *buoyantSimpleFoam* beruht.[8, 17] Der Unterschied zwischen den beiden Lösern ist die Einführung einer Strahlungstemperatur T_{rad} parallel zur Strömungstemperatur T, dies wird im Abschnitt 2.7 zum Strahlungsaustausch beschrieben.[6] Zur Bestimmung von Stoffgrößen der Luft, wie zum Beispiel der Wärmekapazität c_p, werden in OpenFOAM enthaltene polynombasierte Ansätze genutzt. Ebenso werden die Navier-Stokes Gleichungen nur mit Methoden diskretisiert, die in OpenFOAM enthalten sind. Daher wird hier auf eine Beschreibung dieser Modelle verzichtet und auf die Dokumentation der Software OpenFOAM[5, 19] verwiesen. Informationen zur Finiten-Volumen-Methode und OpenFOAM finden sich außerdem bei Moukalled et al.[12]. Eine Übersicht der verwendete Einstellungen und zeigt Anhang A.

Die Tabellen 2.3 und 2.4 zeigen die Randbedingungen für die Simulationen des Hauptreceivers im OpenFOAM-Namensschema. Randbedingungen, die mit der Abkürzung *sf* beginnen, stellen dabei innerhalb des DLR entwickelte Randbedingungen dar. Definiert werden die Randbedingungen für das Feld der Strömungsgeschwindigkeit $\vec{U}$, die Drücke p und p_{rgh}, die Lufttemperatur T, die Größen des Turbulenz- und des Strahlungsmodells und für das Feld ARR

zur Berechnung der Luftrückführrate (Abschn. 2.6). Für die beiden Drücke gilt der Zusammenhang $p = p_{rgh} + \rho g z$, hierbei ist ρ die Luftdichte, g die Beschleunigung durch Gravitation und z die vertikale Koordinate. Das heißt p_{rgh} berücksichtigt im Gegensatz zu p Druckänderungen aufgrund von Höhenänderungen. Die Felder des Turbulenzmodells umfassen die turbulente kinetische Energie k, die spezifische Turbulenzabgaberate ω, die turbulente Nusselt-Zahl Nu_t und der turbulenten Enthalpieleitfähigkeit α_t. Das Strahlungsmodell beinhaltet die Strahlungstemperatur T_{rad}, die Bestrahlstärke G, die Flächenhelligkeit J, und den Nettostrahlungsfluss $\dot{q}_r$ (in OpenFOAM Qr).

Tabelle 2.3: Randbedingungen der Simulationen des Hauptreceivers (Teil 1)

Feld\Patch	**absorber**	**ambient**	**elr**	**dach**
alphat	*calculated*	*calculated*	*calculated*	*calculated*
ARR	*inletOutlet*	*inletOutlet*	*inletOutlet*	*zeroGradient*
G	*calculated*	*calculated*	*calculated*	*calculated*
J	*calculated*	*calculated*	*calculated*	*calculated*
k	*turbulentIntensity-KineticEnergyInlet*	*inletOutlet*	*turbulentIntensity-KineticEnergyInlet*	*kqRWallFunction*
nut	*calculated*	*calculated*	*calculated*	*nutUWallFunction*
omega	*turbulentMixing-LengthFrequencyInlet*	*inletOutlet*	*turbulentMixing-LengthFrequencyInlet*	*omegaWallFunction*
p	*calculated*	*calculated*	*calculated*	*calculated*
p_rgh	*fixedFluxPressure*	*sfBuoyant-TotalPressure*	*fixedFluxPressure*	*fixedFluxPressure*
Qr	*sfGreyDiffusive-RadiationViewFactor*	*calculated*	*calculated*	*sfGreyDiffusive-RadiationViewFactor-InterpolatedQro*
T	*sfHiTRec-Temperature*	*inletOutlet*	*fixedValue*	*sfWallRadiation-Temperature*
T_rad	*sfHiTRadiation-Temperature*	*fixedValue*	*sfTradEqualT*	*sfTradEqualT*
U	*sfHiTRecVelocity-TemperatureRegulated*	*pressureInlet-OutletVelocity*	*sfHiTRecDistributed-FlowRateInletVelocity*	*fixedValue*

Tabelle 2.4: Randbedingungen der Simulationen des Hauptreceivers (Teil 2)

Feld\Patch	**strahlungsschutz_ absorber**	**strahlungsschutz_ aussen**	**strahlungsschutz_ elr**	**turm**
alphat	*calculated*	*calculated*	*calculated*	*calculated*
ARR	*zeroGradient*	*zeroGradient*	*zeroGradient*	*zeroGradient*
G	*calculated*	*calculated*	*calculated*	*calculated*
J	*calculated*	*calculated*	*calculated*	*calculated*
k	*kqRWallFunction*	*kqRWallFunction*	*kqRWallFunction*	*kqRWallFunction*
nut	*nutUWallFunction*	*nutUWallFunction*	*nutUWallFunction*	*nutUWallFunction*
omega	*omegaWallFunction*	*omegaWallFunction*	*omegaWallFunction*	*omegaWallFunction*
p	*calculated*	*calculated*	*calculated*	*calculated*
p_rgh	*fixedFluxPressure*	*fixedFluxPressure*	*fixedFluxPressure*	*fixedFluxPressure*
Qr	*sfGreyDiffusive-RadiationViewFactor-InterpolatedQro*	*calculated*	*sfGreyDiffusive-RadiationViewFactor-InterpolatedQro*	*calculated*
T	*sfWallRadiation-Temperature*	*zeroGradient*	*sfWallRadiation-Temperature*	*zeroGradient*
T_rad	*sfTradEqualT*	*sfTradEqualT*	*sfTradEqualT*	*sfTradEqualT*
U	*fixedValue*	*fixedValue*	*fixedValue*	*fixedValue*

Als Startwert für die erste Simulation wird eine Potentialströmung genutzt, die mit dem OpenFOAM Löser *potentialFoam* auf dem gleichen Rechengitter berechnet wurde. Für die weiteren Simulationen werden jeweils die Resultate vorausgegangener Simulationen mit möglichst ähnlichen Parametersätzen verwendet. Die Geschwindigkeits- und die Temperaturrandbedingung auf der Receiverfläche wird im Abschnitt 2.4 beschrieben. Alle mit dem Strahlungsmodell verbundenen Randbedingungen werden im Abschnitt 2.7 erklärt. Die verwendeten Randbedingungen für das Turbulenzmodell entsprechen den in OpenFOAM enthaltenen gängigen Einlass- und Wandrandbedingungen für k-ω Turbulenzmodelle.[12] Auf der Umgebungsrandfläche (Patch *ambient*) wird der Druck p_{rgh} aus der bariometrischen Höhenformel bestimmt, auf den restlichen Flächen wird er aus dem Gradienten des Geschwindigkeitsfeldes berechnet. Als Ausgangswert für die Höhenformel ist dabei der Umgebungsdruck $p_{Umg} = 100\,\mathrm{kPa}$ auf der vertikalen Mittelebene des Hauptreceivers definiert. Während der Simulationen wird der Druck p jeweils aus p_{rgh} berechnet.

2.4 Die Receiverrandbedingungen

Wie in Abschnitt 2.2 erklärt wurde, endet das Rechengebiet der Strömungssimulationen auf der Receiveroberfläche. Dadurch findet die Modellierung des eigentlichen OVR innerhalb der Randbedingungen auf der Receiveroberfläche statt. Namentlich sind dies die Geschwindigkeitsrandbedingung *sfHiTRecVelocityTemperatureRegulated* und die Temperaturrandbedingung *sfHiTRecTemperature*, welche im Folgenden vorgestellt werden. In diesem Abschnitt gezeigte Formeln stammen, wenn nicht anders angegeben, aus der internen Dokumentation des DLR[8], außerdem sind die Modelle bei Stadler et al.[17] dokumentiert (Veröffentlichung ausstehend).

2.4.1 Flussdichteverteilung und Druckverlustbeiwerte

Die Randbedingungen auf der Absorberfläche bilden die Schnittstelle der CFD-Simulation zu anderen Simulationstools des DLR. Zum einen wird in der Temperaturrandbedingung das thermische Verhalten der Absorbermodule in Form eines Kennfeldes abgebildet (Abschn. 2.4.3). Außerdem wird über die Randbedingungen die Einstrahlung aus dem Heliostatfeld auf den Receiver eingebunden. Mit den innerhalb des DLR entwickelten Strahlenverfolgungssoftware *STRAL*[4] wurde die Einstrahlung aus dem Heliostatfeld für den fiktiven Standort des Referenzkraftwerks in Südafrika und Solar Noon berechnet und für diese Arbeit bereit gestellt.[8] Solar Noon ist der standortabhängige Tageszeitpunkt, an dem die Sonne ihren Höchststand erreicht.[14] Das Ergebnis ist eine Flussdichteverteilung $\dot{q}_I$ auf der Receiveroberfläche, die in Abbildung 2.5 zu sehen ist. Die dargestellte Verteilung wurde bereits auf das Rechengitter der CFD-Simulationen interpoliert und ihr Maximum beträgt im Zentrum des Receivers mehr als $1\,\frac{\mathrm{MW}}{\mathrm{m}^2}$. Die gesamte Einstrahlleistung $\dot{Q}_I$ ergibt sich durch eine Integration der Flussdichten über die Receiverfläche. Auf dem Rechengitter ist die Flussdichte $\dot{q}_{I,k}$ auf jedem Oberflächenelement k konstant, sodass das Integral durch eine Summe über die Menge M_{Abs} aller Zellen der Absorberoberfläche bestimmt werden kann. Die mit STRAL bestimmte Einstrahlleistung

bildet die Nenneinstrahlleistung des Hauptreceivers, auch Volllasteinstrahlung genannt, und beträgt $\dot{Q}_{I,Design} = 125{,}188\,\mathrm{MW}$.

$$\dot{Q}_I = \sum_{k \in M_{Abs}} (A_k \cdot \dot{q}_{I,k}) \tag{2.1}$$

Eigenstrahlung der Solarturmoberflächen wird in Form eines Strahlungsmodells (Abschn. 2.7) berücksichtigt. Die gesamte auf den Receiver treffende Strahlungsflussdichte $\dot{q}_{Ir}$ ergibt sich daher aus der Summe der Heliostatfeldstrahlung und der Bestrahlungsstärke G des Strahlungsmodells. Neu wird als Teil dieser Arbeit auch die sogenannte Spillagestrahlung berück-

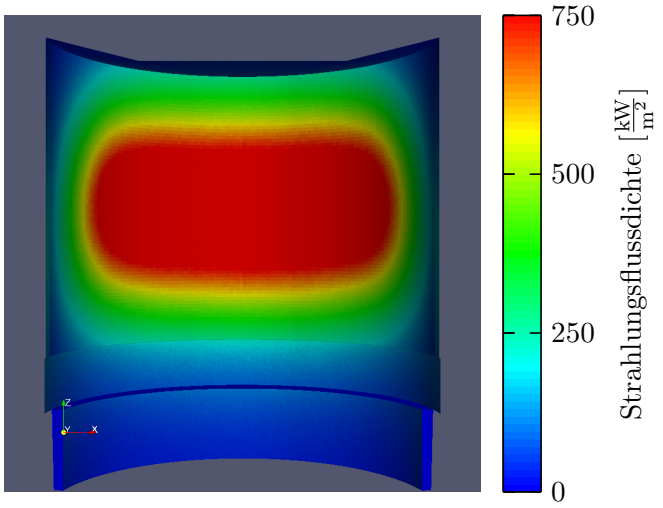

Abbildung 2.5: Verteilung der Einstrahlungsflussdichte aus dem Heliostatfeld $\dot{q}_I$ auf der Receiveroberfläche und der Spillagestrahlung $\dot{q}_{Sp}$ auf den Nebenflächen

sichtigt. Die Bündelung des Sonnenlichts auf die Absorberoberfläche durch die Heliostate ist nicht perfekt, sodass auch eine gewisse Strahlungsleistung die eigentliche Receiverfläche verfehlt und angrenzende Flächen bestrahlt. Diese verschüttete (engl. *spillage*) Strahlung wurde ebenfalls mit STRAL für das Cavity-Dach (Abb. 2.3) und den Strahlungsschutz des Absorbers und der ELR berechnet.[8] Diese neuen Flussdichten $\dot{q}_{Sp}$ sind ebenfalls in Abbildung 2.5 sichtbar und werden in den Simulationen über das Strahlungsmodell (Gl. 2.37) berücksichtigt. Tabelle 2.5 listet die analog zur Gleichung 2.1 integrierten Spillageleistungen für die drei

Tabelle 2.5: Integrale Spillagestrahlung $\dot{Q}_{Sp}$ auf den Nebenflächen des Receivers

Patch	$\dot{\boldsymbol{Q}}_{\boldsymbol{Sp}}$ **[kW]**
dach	4719
strahlungsschutz_absorber	7064
strahlungsschutz_elr	2600
Summe	14383

Flächen auf. Insgesamt macht $\dot{Q}_{Sp}$ mit 14,383 MW etwa 10,3 % der gesamten Einstrahlung von $\dot{Q}_I + \dot{Q}_{Sp} = 139{,}571\,\mathrm{MW}$ aus. Der Einfluss des Strahlungsmodells und der Spillagestrahlung wird in Kapitel 4.1 untersucht. Neben der Flussdichteverteilung wurde außerdem eine Massenstromverteilung für die Heißluft und die Rückführluft (der ILR) mit STRAL ausgelegt.

Im Allgemeinen folgt die Massenstromverteilung qualitativ der Flussdichteverteilung, da in Bereichen höherer Einstrahlung entsprechend größere Massenströme der Luft erhitzt werden können. Bei der Darstellung in Abbildung 2.6 ist zu beachten, dass beide Massenströme auf das Rechengitter interpoliert wurden, daher sind die kleinen Absolutwerte und der unstetige Verlauf auf die sehr kleinen, schwankenden Größen der Oberflächenelemente zurückzuführen. Die

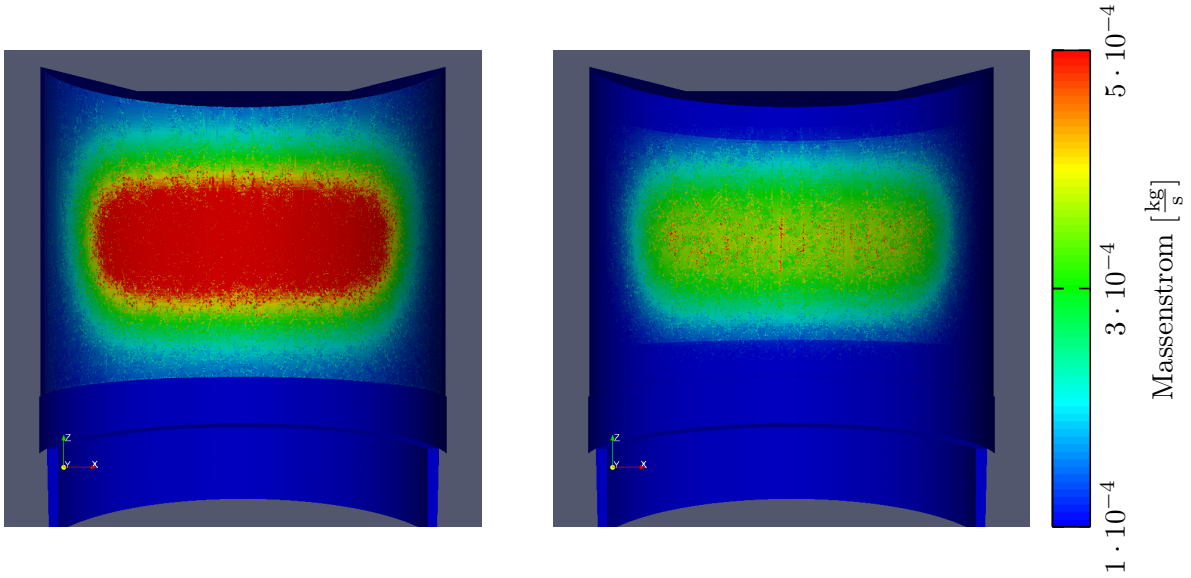

Abbildung 2.6: Mit STRAL ausgelegte Verteilung der Massenströme für die Heißluft $\dot{m}_{HotAir,Design}$ (links) und für die Rückführluft $\dot{m}_{ReturnAir,Design}$ (rechts)

Verteilung der Heißluftmassenströme entsteht durch Blenden in den Absorbermodule (Abb. 2.2), während die Rückführluft durch die Luftführung in der Receiverstruktur verteilt wird. In den CFD-Simulationen werden die Blenden und die Receiverstruktur durch Druckverlustbeiwerte abgebildet. Ein dimensionsloser Druckverlustbeiwert ζ definiert die Druckdifferenz Δp, die notwendig ist um einen Durchfluss $\frac{\rho}{2}|\vec{U}|^2$ durch ein durchströmtes Bauteil mit einem Querschnitt A zu erreichen.[8]

$$\zeta = \frac{\Delta p}{\frac{1}{2}\rho|\vec{U}|^2} \tag{2.2}$$

Die Druckdifferenzen werden hier von dem Gebläse des Receivers erzeugt. Summiert über die Receiverfläche beträgt der mit STRAL berechnete Heißluftmassenstrom $\dot{m}_{HotAir,Design} = 166\,\frac{kg}{s}$ und der Rückführluftmassenstrom $\dot{m}_{ReturnAir,Design} = 83\,\frac{kg}{s}$, da ein ELR-Anteil von 50 % für die Auslegung angenommen wurde (vgl. Anhang C). Zu diesen beiden Werten wurden Druckdifferenzen festgelegt, die diese beiden Massenströme erzeugen sollen. Für die Heißluft ist der Auslegungswert $\Delta p_{HotAir,Design} = 1056\,Pa$ und für die Rückführluft $\Delta p_{Return,Design} = 2876\,Pa$.[8] Mit der Kontinuitätsgleichung $\dot{m} = \rho|\vec{U}|A$ lassen sich aus den Druckdifferenzen

und Massenstromverteilungen die Druckverlustbeiwerte bestimmen.[15]

$$\zeta_{HotAir,a} = \frac{2\rho_{HotAir} A_a^2 \Delta p_{HotAir,Design}}{\dot{m}^2_{HotAir,Design,a}}, \tag{2.3}$$

$$\zeta_{ReturnAir,a} = \frac{2\rho_{ReturnAir} A_{ILR,a}^2 \Delta p_{ReturnAir,Design}}{\dot{m}^2_{ReturnAir,Design,a}}. \tag{2.4}$$

Die Umrechnung erfolgt dabei für jedes Absorbermodul a. A_a ist die durchströmte Fläche eines Moduls und $A_{ILR,a}$ die Querschnittsfläche der Spalten der ILR pro Absorbermodul. ρ_{HotAir} und $\rho_{ReturnAir}$ sind die Luftdichte bei den jeweiligen Temperaturen (Anhang C). Die Druckverlustbeiwerte wurden dann auf das Rechengitter interpoliert, wodurch sich individuelle Werte $\zeta_{HotAir,k}$ und $\zeta_{ReturnAir,k}$ für jedes Oberflächenelement k ergeben (Abb. 2.7), die in der nachfolgend erklärten Geschwindigkeitsrandbedingung genutzt werden.

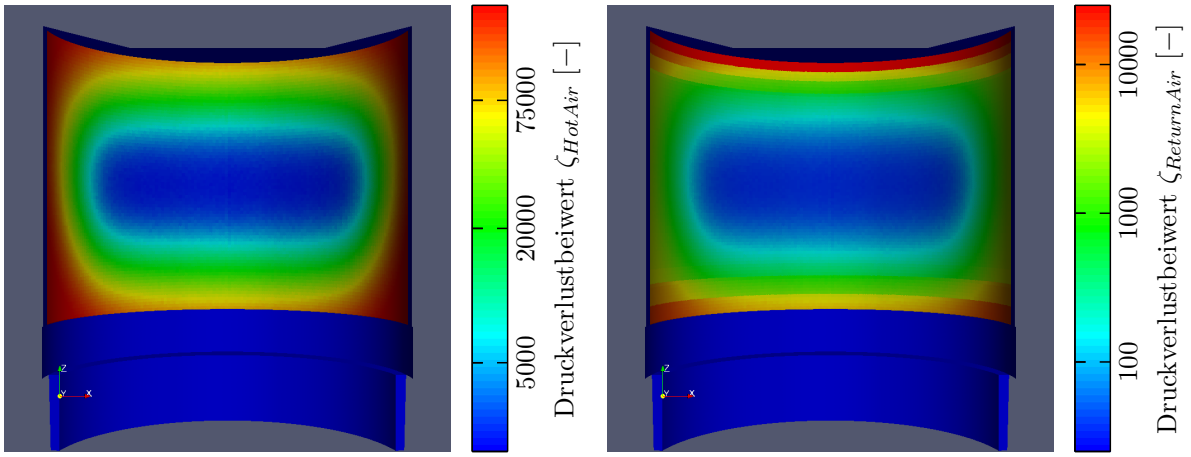

Abbildung 2.7: Verteilung der Druckverlustbeiwerte für die Heißluft ζ_{HotAir} (links) und für die Rückführluft $\zeta_{ReturnAir}$ (rechts)

2.4.2 Geschwindigkeit $\vec{U}$

Die Geschwindigkeitsrandbedingung auf der Receiveroberfläche, *sfHiTRecVelocityTemperatureRegulated*, modelliert die Regelung des OVR, wie sie auch im echten Betrieb genutzt werden soll. Die Zielgröße ist die Heißlufttemperatur $T_{HotAir,Soll}$, d.h. die Temperatur der Luft, die den Receiver in Richtung des Wasserdampfkreislaufes und Wärmespeichers verlässt. Mittels eines PI-Reglers wird aufgrund dieser Zielgröße das Gebläse des Receivers gesteuert. In den CFD-Simulationen wird dieses durch zwei Absolutdrücke abgebildet, $p_{Fan,HotAir}$ auf der Heiß- und $p_{Fan,ReturnAir}$ auf der Rückführluftseite des Gebläse.

In jeder Recheniteration werden zunächst die Ist-Werte der Massenströme mittels der Einteilung in Heißluft- ($\gamma_k = 0$, Abschn. 2.2.1) und Rückführluftzellen ($\gamma_k = 1$) und den aktuellen Zellmassenströmen $\dot{m}_k$ berechnet. Letztere bilden in OpenFOAM das Feld mit dem Namen *phi*. Ein Subindex k kennzeichnet die Werte eines Elementes auf einem Randpatch, hier auf

der Receiveroberfläche, und M_{Abs} ist Menge aller Elementen auf diesem Patch.

$$\dot{m}_{HotAir} = \sum_{k \in M_{Abs}} (\dot{m}_k \cdot (1 - \gamma_k)) \tag{2.5}$$

$$\dot{m}_{ILR,Ist} = - \sum_{k \in M_{Abs}} (\dot{m}_k \cdot \gamma_k) \tag{2.6}$$

Die Vorzeichen in den beiden Gleichungen ergeben sich aus der Definition des Normalenvektors $\vec{n}_k$ in OpenFOAM, der für jedes Element k auf dem Rand immer aus dem Rechengebiet heraus zeigt. Aus dem aktuellen Heißluftmassenstrom ergeben sich die Sollmassenströme der Rückführluft für die interne und die externe Luftrückführung. Dabei gibt der konstante Parameter *elr* an, welcher Anteil der Rückführluft extern ausgeblasen wird.

$$\dot{m}_{ILR,Soll} = \dot{m}_{HotAir} \cdot (1 - elr) \tag{2.7}$$

$$\dot{m}_{ELR} = \dot{m}_{HotAir} \cdot elr \tag{2.8}$$

Der Wert $\dot{m}_{ELR}$ wird an die Geschwindigkeitsrandbedingung *sfHiTRecDistributedFlowRateInletVelocity* der externen Luftrückführung (Patch *elr*) weitergeleitet. Dort erfolgt eine Umrechnung des Massenstroms in eine über die Fläche der ELR konstante Geschwindigkeit. Für die Bestimmung der aktuellen Heißlufttemperatur wird die Heißluftverteilung aus der später beschriebenen Temperaturrandbedingung des Receivers ausgelesen und ein massenstromgewichteter Mittelwert berechnet. Der Index r bezeichnet dabei die Rückseite der Receiverstruktur.

$$\overline{T_{HotAir,r}} = \frac{\sum_{k \in M_{Abs}} (T_{HotAir,r,k} \cdot \dot{m}_k \cdot (1 - \gamma_k))}{\sum_{k \in M_{Abs}} (\dot{m}_k \cdot (1 - \gamma_k))} \tag{2.9}$$

Mit den berechneten Werten lassen sich Abweichungen der Ist- von den Sollzuständen definieren, diese fließen in jedem Rechenschritt in das Update der Integralteile des PI-Reglers ein, nachdem diese zu Beginn der Simulation bei Null starteten.

$$\sigma_{HotAir} = 0{,}975 \cdot \sigma_{HotAir} + \left(\overline{T_{HotAir,r}} - T_{HotAir,Soll}\right) \tag{2.10}$$

$$\sigma_{ReturnAir} = 0{,}975 \cdot \sigma_{ReturnAir} + (\dot{m}_{ILR,Ist} - \dot{m}_{ILR,Soll}) \tag{2.11}$$

Die Ist- und Sollwerte bestimmen außerdem den Proportionalteil des PI-Reglers, sodass die Anpassung der Gebläsedrücke über die folgenden Gleichungen bestimmt wird.

$$p_{Fan,HotAir} = p_{Fan,HotAir} \cdot \left(1 - K_p \left(\frac{\sigma_{HotAir}}{40 \cdot T_{HotAir,Soll}} + \left(\frac{\overline{T_{HotAir,r}}}{T_{HotAir,Soll}} - 1\right)\right)\right) \tag{2.12}$$

$$p_{Fan,ReturnAir} = p_{Fan,ReturnAir} \cdot \left(1 - K_p \left(\frac{\sigma_{ReturnAir}}{40 \cdot \dot{m}_{ILR,Soll}} + \left(\frac{\dot{m}_{ILR,Ist}}{\dot{m}_{ILR,Soll}} - 1\right)\right)\right) \tag{2.13}$$

Bei der Berechnung der Geschwindigkeit kommen die Verteilungen der Druckverlustbeiwerte (Abschn. 2.4.1) für die Heißluft ζ_{HotAir} und für die Warmluft der ILR $\zeta_{ReturnAir}$ zum Einsatz (Abb. 2.7). Mit der Gleichung 2.2 und der Druckdifferenz zwischen dem Druck jedes Oberflächenelementes p_k und den Gebläsedrücken ergibt sich der Geschwindigkeitsvektor eines Elementes abhängig davon, ob dies eine Rückführluft- oder eine Heißluftzelle ist. Die benötigten

Dichten ρ_k werden über das ideale Gasgesetz bestimmt.

$$\vec{U}_k = \vec{n}_k \cdot \begin{cases} \sqrt{2 \cdot \frac{(p_k - p_{Fan,HotAir})}{\zeta_{HotAir,k}\rho_k}}, & \text{für } \gamma_k = 0, \\ -\sqrt{2 \cdot \frac{(p_{Fan,ReturnAir} - p_k)}{\zeta_{ReturnAir,k}\rho_k}}, & \text{für } \gamma_k = 1. \end{cases} \tag{2.14}$$

In den Gleichungen 2.10 bis 2.13 ist nur der Verstärkungsfaktor K_p des PI-Reglers als Parameter definiert, die Nachstellzeit ist auf 40 festgelegt und die Integralteile werden mit einem festen Relaxationswert von 0.975 aktualisiert. Der Verstärkungsfaktor wird für die ersten tausend Rechenschritte einer Simulation auf 10^{-4} gesetzt, bevor er auf 10^{-3} angehoben wird. Als weiterer Stabilisierungsmechanismen startet die Randbedingung zunächst mit einer reinen Massenstromregelung und wechselt zur Temperaturregelung, wenn der Ist-Massenstrom der Heißluft weniger als 5 % vom Sollwert entfernt ist. In diesem Fall wird der Druck auf der Heißluftseite analog zu den Gleichungen der Massenstromregelung der ILR gesteuert.

2.4.3 Temperatur T

Die Temperaturrandbedingung auf der Receiveroberfläche, *sfHiTRecTemperature*, besteht aus einer Dirichlet-Randbedingung, wobei sich der zugewiesene Wert zwischen den Heiß- und Rückführluftzellen unterscheidet. Für jedes Oberflächenelement k, das der Heißluft zugeordnet ist ($\gamma_k = 0$, Abschn. 2.2.1), wird die Lufttemperatur auf den Wert des Volumenelementes i gesetzt, zu dem das Element k gehört. Die Temperatur der Rückführluftzellen ($\gamma_k = 1$) wird dagegen auf einen Wert $T_{ReturnAir,v,k}$ gesetzt, der aus einem Kennfeld interpoliert wird.

$$T_k = \begin{cases} T_{i,k}, & \text{für } \gamma_k = 0, \\ T_{ReturnAir,v,k}, & \text{für } \gamma_k = 1. \end{cases} \tag{2.15}$$

Wie im Abschnitt 2.2.1 bereits erklärt wurde, erstreckt sich das Rechengebiet nur bis an die Oberfläche des Receivers, d.h. bis zur Vorderseite der Absorbermodule. Dies ist möglich, da das thermische Verhalten der Receiverstruktur und der Absorbermodule bereits vor dieser Arbeit innerhalb des Projektes VORWAiRTS untersucht wurde. Der Wärmeübergang im OVR wurde bei dieser Untersuchung für diverse Zustände in Form eines Finite-Elemente-Modells simuliert, welches dabei eine Weiterentwicklung für das Referenzkraftwerk des bei Maldoado Quinto[11] und bei Ahlbrink[1] entwickelten und vorgestellten Modells darstellt.[8] Die Ergebnisse dieser Simulationen werden in den OpenFOAM-Simulationen in Form einer Interpolationstabelle genutzt. Berechnet werden aus dieser Tabelle die Temperatur der Heißluft auf der Receiverrückseite (Subindex r) und die Temperatur der Rückführluft auf der Receivervorderseite (Subindex v), d.h. die jeweiligen Austrittstemperaturen aus dem OVR. Die beiden Temperaturen werden in Abhängigkeit von den folgenden Größen interpoliert

- die Rückführlufttemperatur auf der Receiverrückseite $T_{ReturnAir,r}$,
- die Heißlufttemperatur auf der Receivervorderseite $T_{HotAir,v,k}$,

- der Heißluftmassenstrom $\dot{m}_{HotAir,k}$,
- der Rückführluftmassenstrom $\dot{m}_{ReturnAir,k}$,
- die Einstrahlflussdichte $\dot{q}_{Ir,k}$.

$T_{ReturnAir,r}$ ist die Temperatur, mit der die Luft vom Wärmeübertrager des WDK (oder vom Wärmespeicher) zurück zum Receiver kommt. Damit ist diese Größe für alle Zellen gleich und geht in die CFD-Simulationen in Form eines konstanten Parameters ein. Die Heißlufttemperatur und die Massenströme auf der Receivervorderseite hingegen variieren zwischen den Zellen und werden für die Interpolation über die Zell-Agglomerate (Abschn. 2.2.1) gemittelt. Dies ist notwendig, da die Heißlufttemperatur und der Heißluftmassenstrom nur auf Heißluftzellen und der Rückführluftmassenstrom nur auf Rückführluftzellen definiert sind. Jedoch aber alle drei Größen jeweils auf allen Zellen für die Interpolation benötigt werden. Die Menge aller Zellen j, die zu dem gleichen Agglomerat wie die Zelle k gehören, kann über den Index β_k (Abschn. 2.2.1) bestimmt werden.

$$M_{\beta_k} = \{j \in M_{Abs} \mid \beta_j = \beta_k\} \tag{2.16}$$

Die beiden Massenströme werden über alle Zellen eines jeden Agglomerates summiert und flächengewichtet aufgeteilt, während für die Heißlufttemperatur allen Zellen der flächengewichtete Mittelwert zugewiesen wird. A_k bezeichnet dabei die Fläche der Zelle k.

$$T_{HotAir,v,k} = \frac{\sum_{j \in M_{\beta_k}} \left(T_j \left(1 - \gamma_j\right) A_j\right)}{\sum_{j \in M_{\beta_k}} \left(\left(1 - \gamma_j\right) A_j\right)}, \tag{2.17}$$

$$\dot{m}_{HotAir,k} = \frac{A_k \sum_{j \in M_{\beta_k}} \left(\dot{m}_j \left(1 - \gamma_j\right)\right)}{\sum_{j \in M_{\beta_k}} A_j}, \tag{2.18}$$

$$\dot{m}_{ReturnAir,k} = \frac{A_k \sum_{j \in M_{\beta_k}} \left(\dot{m}_j \cdot \gamma_j\right)}{\sum_{j \in M_{\beta_k}} A_j}. \tag{2.19}$$

Die Einstrahlung $\dot{q}_{Ir,k}$ setzt sich aus der Einstrahlung des Heliostatfeldes $\dot{q}_{I,k}$ (Abschn. 2.4.1) und der Bestrahlungsstärke G_k aus dem Strahlungsmodell (Abschn. 2.7) zusammen, d.h. $\dot{q}_{Ir,k} = \dot{q}_{I,k} + G_k$. Mit den beschriebenen fünf Größen wird dann für jedes Element k die Heißlufttemperatur auf der Receiverrückseite $T_{HotAir,r,k}$ und die Rückführlufttemperatur auf der Receivervorderseite $T_{ReturnAir,v,k}$ aus dem Absorbermodulkennfeld interpoliert. Genutzt wird $T_{HotAir,r,k}$ in der Geschwindigkeitsrandbedingung in Gleichung 2.9 und $T_{HotAir,r,k}$ für Gleichung 2.15.

2.5 Energiebilanzen und Receiverwirkungsgrad

Die vom Receiver an die Luft übertragene Leistung P_{Air} ist als Differenz der Enthalpieströme auf der Receiverrückseite definiert. Aus der Receiverrückseite strömt der Heißluftmassenstrom $\dot{m}_{HotAir}$ in Richtung WDK, dieser besitzt vor dem Mischen im Sammelrohr die Temperaturverteilung $T_{HotAir,r,k}$ (Abschn. 2.4.3). Zurück vom Wärmeübertrager des WDK kommt der

gleiche Massenstrom mit der geringeren Rückführlufttemperatur $T_{ReturnAir,r}$, der dann auf die interne und externe Luftrückführung aufgeteilt wird. Berechnet wird diese Leistung in der Temperaturrandbedingung (Abschn. 2.4.3), da dort die Verteilung von $T_{HotAir,r}$ zur Verfügung steht.

$$\begin{aligned} P_{Air} &= \dot{H}_{HotAir,r} - \dot{H}_{ReturnAir,r} \\ &= \sum_{k \in M_{Abs}} \dot{m}_k \left(h_{HotAir,r,k} - h_{ReturnAir,r}\right) \cdot (1 - \gamma_k) \end{aligned} \tag{2.20}$$

Ausgenutzt wurde hierbei, dass für eine konvergierte Simulation der Istmassenstrom der ILR $\dot{m}_{ILR,Ist}$ gleich dem Sollmassenstrom $\dot{m}_{ILR,Soll}$ ist und damit $\dot{m}_{HotAir} = \dot{m}_{ILR,Ist} + \dot{m}_{ELR}$ gilt (Gl. 2.5 - 2.8). Außerdem gleicht im CFD-Modell die Austrittstemperatur der ELR der Temperatur der ILR auf der Receiverrückseite ($T_{ReturnAir,r}$), sodass beide die gleiche spezifische Enthalpie $h_{ReturnAir,r}$ besitzen. $h_{HotAir,r,k}$ bezeichnet für jede Zelle k die spezifische Enthalpie der Luft zur Temperatur $T_{HotAir,r,k}$. Somit müssen die Enthalpien nur über die Heißluftzellen ($\gamma_k = 0$) summiert werden. Alternativ kann die Luftleistung über eine (stationäre) Energiebilanz um den Wärmeübertrager des Wasserdampfkreislauf und den Wärmespeicher (Abb. 2.8, orange) veranschaulicht werden. Die an den Wasserdampfkreislauf übertragene Wärmemenge $\dot{Q}_{WDK}$, die in den Speicher eingespeiste Wärmeleistung $\dot{Q}_{Speicher}$ und auftretende Verluste $\dot{Q}_{Verlust}$ ergeben zusammen genau P_{Air}.

$$P_{Air} = \dot{Q}_{WDK} + \dot{Q}_{Speicher} + \dot{Q}_{Verlust} \tag{2.21}$$

Der Receiverwirkungsgrad η ist dann das Verhältnis der Luftleistung P_{Air} zur Einstrahlleistung aus dem Heliostatfeld $\dot{Q}_I$ (Gl. 2.1).

$$\eta = \frac{P_{Air}}{\dot{Q}_I} \tag{2.22}$$

Da über das Strahlungsmodell (Abschn. 2.7) die sogenannte Spillagestrahlung $\dot{Q}_{Sp}$ (Tab. 2.5) auf die Nebenflächen des OVR berücksichtigt wird, sind mit der Definition des Receiverwirkungsgrads nach der Gleichung 2.22 Wirkungsgrade größer als eins möglich. Alternativ könnte $\dot{Q}_{Sp}$ in der Definition des Wirkungsgrades berücksichtigt werden.

$$\eta_{alt} = \frac{P_{Air}}{\dot{Q}_I + \dot{Q}_{Sp}} = \frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_I + \dot{Q}_{Sp}} \cdot \eta \tag{2.23}$$

Mit den konkreten in Abschnitt 2.4.1 vorgestellten Werte für $\dot{Q}_I$ und $\dot{Q}_{Sp}$ wäre $\eta_{alt} = 0{,}897 \cdot \eta$, d.h. der Receiverwirkungsgrad würde um etwa 10 % fallen. Auf den Wirkungsgrad des gesamten Kraftwerks hat die gewählte Definition aber keinen Einfluss, wenn der Wirkungsgrad des Heliostatfeldes entsprechend definiert wird. Daher wird in dieser Arbeit die Definition nach Gleichung 2.22 genutzt.

Über eine Energiebilanz für den gesamten Receiver (Abb. 2.8, grün) kann dessen Abstrahlung $\dot{Q}_{rad}$ bestimmt werden. Auf der Receivervorderseite tritt der Heißluftmassenstrom $\dot{m}_{HotAir}$ mit der Temperatur $T_{HotAir,v,k}$ in den Receiver ein und der ILR-Massenstrom $\dot{m}_{ILR,Ist}$ mit

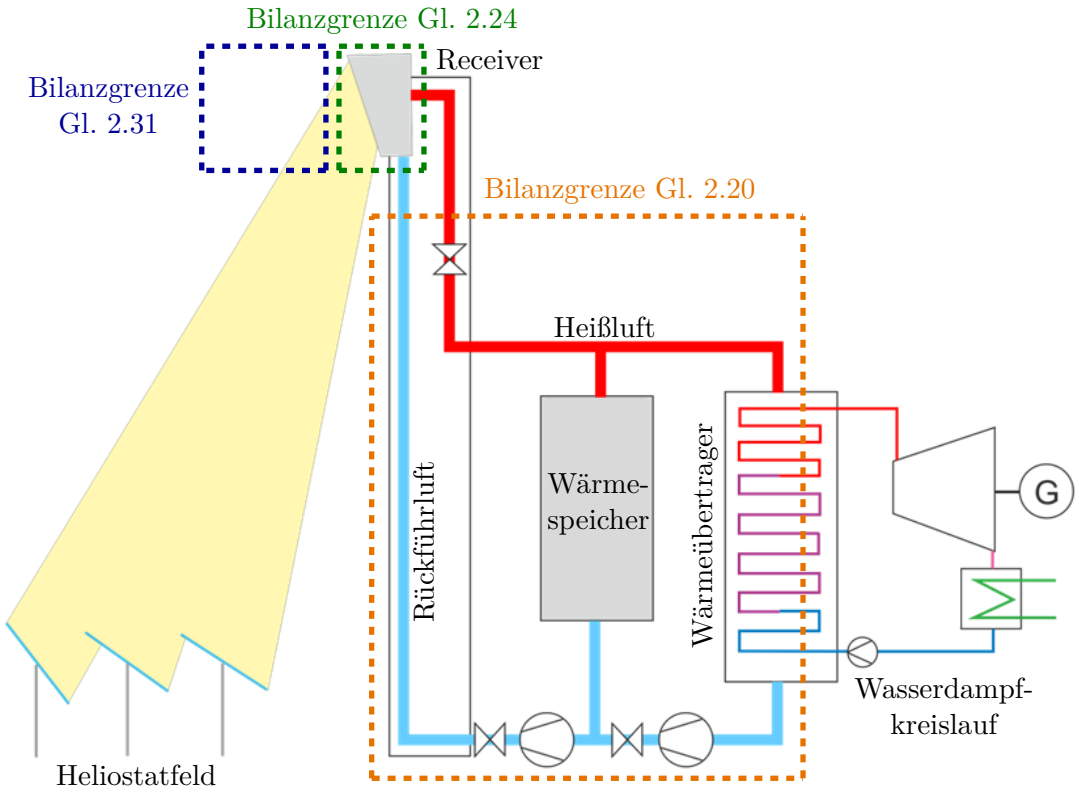

Abbildung 2.8: Schematische Darstellung des Referenzkraftwerkes [8] mit eingezeichneten Bilanzgrenzen

der Temperatur $T_{ReturnAir,v,k}$ aus. Auf der Rückseite tritt der Enthalpiestrom $\dot{H}_{HotAir,r}$ aus und $\dot{H}_{ReturnAir,r}$ ein. Auf den Receiver trifft die gesamte Einstrahlung $\dot{Q}_{Ir} = \dot{Q}_I + G$ (Abschn. 2.4.1 und 2.7). Die Abstrahlung setzt sich dann aus der Eigenstrahlung des Receivers und reflektierter Einstrahlung zusammen und kann aus der Energiebilanz bestimmt werden.

$$\begin{aligned}\dot{Q}_{rad} &= \dot{Q}_{Ir} + \dot{H}_{HotAir,v} - \dot{H}_{HotAir,r} - \dot{H}_{ReturnAir,v} + \dot{H}_{ReturnAir,r} \\ &= \dot{Q}_{Ir} - \dot{Q}_{Konv}\end{aligned} \tag{2.24}$$

Die Enthalpieströme dieser Bilanz, zusammengefasst als $\dot{Q}_{Konv}$, werden in der Temperaturrandbedingung für jedes Zell-Agglomerat β_k gelöst, da sowohl Heiß- als auch Rückführluftzellen notwendig sind. Der konvektive Wärmestrom wird dann flächengewichtet auf die Zellen des Agglomerates aufgeteilt, wodurch sich die Abstrahlung $\dot{q}_{rad,k}$ für jedes Element k bestimmen lässt.

$$\begin{aligned}\dot{Q}_{Konv,\beta_k} = \sum_{j \in M_{\beta_k}} \dot{m}_k \big(&(h_{HotAir,r,k} - h_{HotAir,v,k}) \cdot (1 - \gamma_k) \\ &- (h_{ReturnAir,v,k} - h_{ReturnAir,r,k}) \cdot \gamma_k \big),\end{aligned} \tag{2.25}$$

$$\dot{Q}_{rad,k} = A_k \cdot \dot{q}_{Ir,k} - \frac{A_k}{\sum_{j \in M_{\beta_k}} A_j} \cdot \dot{Q}_{Konv,\beta_k} \tag{2.26}$$

Zu Beachten ist hierbei das $\dot{m}_k$ auf den Rückführluftzellen kleiner null ist (vgl. Gl. 2.6). Die gesamte Abstrahlung des Receivers $\dot{Q}_{rad}$ ergibt sich aus der Summe von $\dot{Q}_{rad,k}$ über alle Zellen k. Für die lokale Energiebilanz der Zelle k stellt $\dot{Q}_{rad,k}$ die Strahlungsverluste dar, $\dot{Q}_{rad}$ bildet

jedoch die Abstrahlung des Receivers ab, da diese teilweise auch wieder an anderen Stellen auf den Receiver trifft und nicht zwingend verloren geht (vgl. Abschn. 4.1). Aufgrund der Bestimmung über die Energiebilanz enthält $\dot{Q}_{rad}$ insbesondere auch den Anteil der Einstrahlung $\dot{Q}_{Ir}$, der an den Absorbermodulen reflektiert wird.

$$\dot{Q}_{rad} = \sum_{k \in M_{Abs}} \dot{Q}_{rad,k} \tag{2.27}$$

2.6 Die Luftrückführrate

Die Luftrückführrate (engl. *air return ratio*) ist eine wichtige Größe zur Charakterisierung von offenen volumetrischen Receivern.[17, 20] Aus dem Wärmeübertrager des WDK oder dem Wärmespeicher kommende Warmluft wird durch die interne und externe Luftrückführung vor den Receiver ausgeblasen. Diese Massenströme werden aber nicht wieder vollständig vom OVR eingesaugt, stattdessen besteht ein Teil des Heißluftmassenstromes aus kalter Umgebungsluft, die auf die Heißlufttemperatur erhitzt werden muss. Die Luftrückführrate ARR ist daher als der prozentuale Anteil des Heißluftmassenstroms $\dot{m}_{HotAir}$ definiert, der aus wieder eingesaugter Warmluft $\dot{m}_{ReturnedWarmAir}$ besteht. Aufgrund des höheren Energiegehaltes der Warmluft im Vergleich zur kalten Umgebungsluft ist eine Maximierung der Rückführrate Teil der Optimierung des OVR.

$$ARR = \frac{\dot{m}_{ReturnedWarmAir}}{\dot{m}_{HotAir}} \tag{2.28}$$

Am Solarturm Jülich führten Tiddens et al.[20] Messungen der Luftrückführrate mittels einer Tracer-Gas-Methode durch. Dabei wurde Heliumgas der zurückgeführten Warmluft mit einer festen Konzentration vor dem Austreten aus dem Receiver zugegeben. In dem Heißluftrohr hinter dem Receiver erfolgte anschließend eine Messung des bis dort gelangten Heliums. Aus der Änderung der Konzentration konnte dann die Luftrückführrate berechnet werden. Numerisch lässt sich die Luftrückführrate durch das Lösen der Transportgleichung (2.29) für einen passiven Skalar ξ im Anschluss an die Strömungssimulation bestimmen.[9] Der Skalar ξ ist dabei auf Werte zwischen null und eins beschränkt, somit bildet er die Konzentration des Heliumgases aus der Tracer-Gas-Methode ab.[2]

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\xi) + \nabla \cdot \left(\rho\vec{U}\xi\right) - \nabla \cdot \left(\frac{\mu}{Sc}\nabla\xi\right) = 0 \tag{2.29}$$

Gelöst wird die Transportgleichung nach der Strömungssimulation, somit ist ρ die Luftdichte, $\vec{U}$ die Geschwindigkeit und μ die dynamische Viskosität der Luft. Die Schmidt-Zahl Sc charakterisiert das Verhältnis zwischen diffusiven Impuls- und Stofftransport und wird hier als eins angesetzt.[2, 8] Da die Domain der Strömungssimulation genau bis an die Eintrittsoberfläche des OVR geht (Abschn. 2.2), besteht die Lösung der Transportgleichung aus einer Verteilung des Skalars ξ auf dieser Oberfläche. Über eine massenstromgewichtete Mittelung kann daraus

die Luftrückführrate berechnet werden.

$$ARR = \frac{\sum_{k \in M_{Abs}} (\xi_k \cdot \dot{m}_k (1 - \gamma_k))}{\sum_{k \in M_{Abs}} (\dot{m}_k (1 - \gamma_k))} \tag{2.30}$$

Als Quelle für den passiven Skalar dient in der Simulation der Transportgleichung eine Einlassrandbedinung (*inletOutlet*) auf der Randfläche der externen Luftrückführung (Patch *elr*) und der internen Luftrückführung als Teil des Absorberpatches. Durch Deaktivieren von jeweils einer dieser beiden Quellen, lassen sich numerisch separate Rückführraten für die externe (ARR_{ELR}) und die interne (ARR_{ILR}) Luftrückführung definieren. Zur besseren Unterscheidung wird die gesamte Luftrückführrate im Folgenden als ARR_{Tot} bezeichnet. Eine Massenbilanz der Luft vor dem Receiver (Abb. 2.8, blau) ergibt, dass in Abhängigkeit der Luftrückführraten ein Massenstrom $\dot{m}_{Umg}$ der warmen Rückführluft durch kalte Umgebungsluft ausgetauscht wird.

$$\begin{aligned} \dot{m}_{Umg} &= (1 - ARR_{Tot})\, \dot{m}_{HotAir} \\ &= (1 - ARR_{ILR})\, \dot{m}_{ILR,Ist} + (1 - ARR_{ELR})\, \dot{m}_{ELR} \end{aligned} \tag{2.31}$$

Aufgrund der niedrigen Temperatur der Umgebungsluft von $T_{Umg} = 15\,°\mathrm{C}$ geht durch den Massenaustausch ein Wärmestrom $\dot{Q}_{Umg}$ verloren. Dieser Verlustterm kann aus der Differenz der Enthalpieströme bestimmt werden, hierbei ist h_{Umg} die spezifische Enthalpie der Luft bei der Umgebungstemperatur. Für die anderen Größen sei auf den vorherigen Abschnitt verwiesen (Gl. 2.20, 2.24 und 2.25).

$$\dot{Q}_{Umg} = (1 - ARR_{ILR}) \cdot \dot{H}_{ReturnAir,v} + (1 - ARR_{ELR}) \cdot \dot{H}_{ELR} - \dot{H}_{Umg} \tag{2.32}$$

$$\dot{H}_{Umg} = \dot{m}_{Umg} \cdot h_{Umg} \tag{2.33}$$

$$\dot{H}_{ELR} = \dot{m}_{ELR} \cdot h_{ReturnAir,r} \tag{2.34}$$

2.7 Strahlungsaustausch

Durch das einfallende, von den Heliostaten gebündelte Sonnenlicht erreichen Teile der Oberfläche des Solarturms, insbesondere die Absorberfläche, sehr hohe Temperaturen, sodass auch der Strahlungsaustausch dieser Flächen untereinander und ihre Abstrahlung an die Umgebung berücksichtigt werden müssen. Hierzu wird das Strahlungsmodell *sfViewFactor* genutzt, das auf dem in OpenFOAM enthaltenen Strahlungsmodell *viewFactor* beruht. Die für den Strahlungsaustausch berücksichtigten Flächen sind neben der konkaven Receiveroberfläche (Patch *absorber*, Abb. 2.3) die Receiverdachfläche (Patch *dach*), der Strahlungsschutz zwischen externer Luftrückführung und Absorber (Patch *strahlungsschutz_elr*) und der Strahlungsschutz um den Absorber (Patch *strahlungsschutz_absorber*). Die restlichen Flächen werden nicht beachtet, um den Rechenaufwand zu reduzieren. Im Unterschied zum *viewFactor* Modell wird als Teil des *sfViewFactor* Modells eine Strahlungstemperatur T_{rad} anstelle der Strömungstemperatur T für die Berechnung des Strahlungsaustausches eingeführt. Die Temperatur T, die von dem Strömungsmodell auf den Oberflächen berechnet wird, ist die Lufttemperatur an diesen

Oberflächen. Auf der Absorberfläche ist die Lufttemperatur aber deutlich geringer als die Materialtemperatur des Absorbers, was zu Fehlern in der Berechnung der Abstrahlung, basierend auf der Lufttemperatur, führen würde. Genauso würde ein Berechnen der Strömung basierend auf der Materialtemperatur zu Fehlern führen. Durch Einführen der Strahlungstemperatur T_{rad} parallel zur Lufttemperatur T wird dies behoben.

Für jedes Oberflächenelement k ergibt sich der flächenbezogene Nettostrahlungsfluss $\dot{q}_{r,k}$ (in OpenFOAM Qr) aus der Differenz der abgegebenen Strahlungsflussdichte J_k, auch Flächenhelligkeit genannt, und der auf die Oberfläche auftreffenden Strahlungsflussdichte G_k, der Bestrahlungsstärke.[6]

$$\dot{q}_{r,k} = G_k - J_k \tag{2.35}$$

Die Flächenhelligkeit J_k setzt sich aus der Eigenstrahlung nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz für graue Strahler und dem reflektierten Anteil der Bestrahlungsstärke G_k zusammen. Für den Emissionsgrad ε_g und den Reflektionsgrad ρ_g für nicht transparente graue Strahler gilt dabei $\rho_g = (1 - \varepsilon_g)$.[6, 9]

$$J_k = \varepsilon_g \sigma T_{rad,k}^4 + (1 - \varepsilon_g)\, G_k \tag{2.36}$$

Zur Berechnung der Bestrahlungsstärke G_k kommt das namensgebende Konzept der Einstrahlzahlen (engl. *view factors*) zum Einsatz. Für die zwei Flächen j und k, hier zwei Oberflächenelemente des Rechengitters, definiert die Einstrahlzahl $\Phi_{j,k}$, welcher Anteil der Flächenhelligkeit J_j der Fläche j auf die Fläche k trifft und somit zur Bestrahlungsstärke G_k beiträgt.[9] Damit ergibt sich G_k durch eine Summe über die Menge M_{Str} aller am Strahlungsaustausch beteiligten Oberflächenelemente j des Rechengitters.

$$G_k = \sum_{j \in M_{Str}} (\Phi_{j,k} J_j) + \dot{q}_{ext,k} \tag{2.37}$$

Die Einstrahlzahlen sind rein geometrische Größen und müssen somit nur einmal vor jeder Simulation berechnet werden. Jedoch ist die numerische Berechnung aufwendig, ausführliche Informationen finden sich bei Frie[6]. Die Größe $\dot{q}_{ext,k}$ in Gleichung 2.37 berücksichtigt externe Quellterme. Auf der Receiverrandfläche ist dieser Term null, da die Einstrahlung aus dem Heliostatfeld (inkl. deren Reflektion) bereits in der Temperaturrandbedingung (Abschn. 2.4.3) des Receivers berücksichtigt wurde. Damit ist diese implizit in der Temperatur T_{rad} der Absorberfläche (Gl. 2.38) enthalten. Auf den restlichen Flächen wird über diese Größe die sogenannte Spillagestrahlung eingebracht, d.h. auf allen anderen Flächen gilt $\dot{q}_{ext,k} = \dot{q}_{sp,k}$ (Abschn. 2.4.1). Aus den Gleichungen 2.35 bis 2.37 ergibt sich ein lineares Gleichungssystem, das während der Simulation gelöst werden muss. Eine Herleitung und weitere Informationen hierzu findet sich ebenfalls bei Frie[6].

Für T_{rad} wird während der Simulation keine Gleichung für das Luftvolumen gelöst, da diese nur auf den am Strahlungsaustausch beteiligten Oberflächen definiert ist. Auf der Absorberoberfläche wird T_{rad} aus den Strahlungsverlusten $\dot{Q}_{rad}$ (Gleichung 2.26) über das Stefan-Boltzmann-

Gesetz ermittelt.

$$T_{rad,k} = \sqrt[4]{\frac{\dot{Q}_{rad,k}}{\sigma A_k}} \tag{2.38}$$

Hierbei ist $\sigma = 5{,}67 \cdot 10^{-8} \frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m^2\,K^4}}$ die Stefan-Boltzmann-Konstante. Der Emissionsgrad ε_g wird auf der Receiverfläche gleich eins gesetzt, denn die Bestrahlungstärke wird bereits in der Berechnung von $\dot{q}_{rad}$ berücksichtigt und mit $\varepsilon_g = 1$ gilt auf dieser Fläche $J_k = \dot{q}_{rad,k}$. Auf den restlichen beteiligten Flächen wird $\varepsilon_g = 0{,}6$ vorgegeben.[8] Dort wird außerdem T_{rad} der Lufttemperatur T gleichgesetzt, welche wiederum jeweils mit der *sfWallRadiationTemperature*-Randbedingung bestimmt wird. Diese Randbedingung löst eine Energiebilanz, die die Nettostrahlungsflussdichte $\dot{q}_{r,k}$, die Wärmeleitung $\dot{q}_{Leit,k}$ und den konvektiven Wärmeübergang $\dot{q}_{Konv,k}$ berücksichtigt.[6]

$$\dot{q}_{r,k} + \dot{q}_{Leit,k} + \dot{q}_{Konv,k} = 0 \tag{2.39}$$

Die Wärmeleitung wird über einen Wärmedurchgangskoeffizienten k_W und eine Temperatur auf der Wandrückseite T_W bestimmt. Der Wärmedurchgangskoeffizienten ergibt sich aus einer mittleren Wandstärke $l_W = 0{,}1\,\mathrm{m}$ und einer charakteristische Wärmeleitfähigkeit $\lambda_W = 0{,}05 \frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m\,K}}$ zu $k_W = \frac{\lambda_W}{l_W} = 0{,}5 \frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m^2\,K}}$. Die Wandrückseitentemperatur wird für den Strahlungsschutz der ELR auf die Temperatur $T_{ReturnAir,r}$ gesetzt, da die Luft der ELR auf der Rückseite vorbei strömt. Auf den anderen beiden Flächen wird $T_W = 50\,^{\circ}\mathrm{C}$ angenommen.[8]

$$\dot{q}_{Leit,k} = k_W \left(T_W - T_k\right), \tag{2.40}$$

$$\dot{q}_{Konv,k} = \frac{\lambda_{Konv,k}}{y_{i,k}} \left(T_{i,k} - T_k\right). \tag{2.41}$$

Bei dem konvektiven Wärmeübergang ist $T_{i,k}$ die Lufttemperatur des Volumenelementes i, zu dem die Oberflächenzelle k gehört. Der senkrechte Abstand des Mittelpunktes diese Volumenelementes zur Zelle k ist gegeben durch $y_{i,k}$. $\lambda_{Konv,k}$ ist eine effektive Wärmeleitfähigkeit für den konvektiven Wärmeübergang, die mit Modellen innerhalb von OpenFOAM bestimmt wird. Mit den Gleichungen 2.35 bis 2.37 führt die Energiebilanz zu einer nicht-linearen Gleichung für die Temperatur T_k, die mittels eines Newton-Verfahrens gelöst wird.[6]

3 Receiverkennfeld

Im vorherigen Kapitel wurde die Modellierung für die CFD-Simulation des Referenzkraftwerkes vorgestellt. Zur allgemeinen Charakterisierung des Verhaltens des Referenzkraftwerkes und für die im Rahmen des Projektes VORWAiRTS geplante Jahresertragsberechnung wird in diesem Kapitel ein Kennfeld für diverse Betriebspunkte des Hauptreceivers berechnet und diskutiert. Im nächsten Kapitel werden dann einzelne Aspekte des Receiverssystems genauer untersucht.

3.1 Aufbau des Kennfeldes

Das Receiverkennfeld des Referenzkraftwerkes besteht aus CFD-Simulationen des südlichen Hauptreceivers für 48 Betriebspunkte. Jeder Betriebspunkt ist dabei durch die folgenden vier Parameter definiert

- das Verhältnis Einstrahlleistung zu Nennleistung $\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$,
- der Anteil der extern ausgeblasenen Rückführluft elr,
- die Zieltemperatur der Heißluft $T_{HotAir,Soll}$,
- die Rückfuhrlufttemperatur an der Receiverrückseite $T_{ReturnAir,r}$.

Die Auslegung eines solaren Turmkraftwerks, insbesondere die Auslegung der Größe des Heliostatfeldes und der Receiver, erfolgt in der Regel für bestimmte, meist optimale Einstrahlbedingungen. Die damit verbundene Strahlungsleistung wird als Nennleistung $\dot{Q}_{I,Design}$ bezeichnet und ist die maximal auf den Receiver auftreffende Leistung. Im Jahres- und Tagesverlauf schwankt die solare Einstrahlung, sodass für eine Jahresertragsberechnung das Verhalten des Receivers für nicht-optimale Einstrahlbedingungen, sogenanntes Teillastverhalten, bekannt sein muss. Die Flussdichteverteilung auf der Receiveroberfläche im Auslegungspunkt, d.h. unter Volllast, wurde mit der DLR Software STRAL im Rahmen des Projektes VORWAiRTS ausgelegt (Abschn. 2.4.1). Für die Teillast-Simulation des Kennfeldes werden die Flussdichten gleichmäßig skaliert ohne die Verteilung zu verändern. Simuliert werden Lastverhältnisse von 25 %, 40 %, 50 %, 60 %, 80 % und 100 %. Der Einfluss einer aufgrund von Teillast geänderten Verteilung der Flussdichten wird in Abschnitt 4.4 im nächsten Kapitel untersucht. Die Spillagestrahlung, d.h. die auf die an die Receiverfläche angrenzenden Abschnitte treffende Leistung (Tab. 2.5), wird ebenfalls mit dem gleichen Faktor skaliert. Tabelle 3.1 listet für die simulierten Lastverhältnisse die über die Flächen integrierten Einstrahlungsleistungen $\dot{Q}_I$ und Spillageleistungen $\dot{Q}_{Sp}$ auf.

Tabelle 3.1: Einstrahlungs- und Spillageleistungen

$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	$\dot{Q}_I$ [kW]	$\dot{Q}_{Sp}$ [kW]
100 %	125188	14383
80 %	100150	11506
60 %	75113	8630
50 %	62594	7191
40 %	50075	5753
25 %	31297	3596

Der Parameter *elr* bestimmt welcher Anteil der von dem Wärmeübertrager des WDK und dem Wärmespeicher zurückkehrenden Warmluft durch die externe Luftrückführung ausgeblasen wird (Gleichungen 2.7 und 2.8). Dieser Parameter ist als Betriebsparameter des Referenzkraftwerks geplant, d.h. er kann während des laufenden Betriebes geändert werden. Jedoch ist sein Wert nicht frei wählbar, da ein gewisser Massenstrom durch die interne Luftrückführung zur Kühlung der Tragestruktur des OVR notwendig ist. Eine höhere Einstrahlleistung führt ceteris paribus zu einem erhöhten Gesamtmassenstrom durch den Receiver, daher wurde bei Vorüberlegungen festgelegt, dass der Parameter *elr* an das Einstrahlverhältnis $\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ gekoppelt wird.[8] Der maximal extern ausgeblasene Massenstrom beträgt 50 % bei Volllast und sinkt mit der Einstrahlleistung nach der folgenden Formel, um den intern ausgeblasenen Massenstrom möglichst konstant zu halten.

$$elr = max\left(0;\ 1 - \frac{1}{2}\left(\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}\right)^{-1}\right) \tag{3.1}$$

Für die Teillast-Betriebspunkte des Kennfeldes ergeben sich $elr = 37{,}5\,\%$ bei 80 % Einstrahlung, $elr = 16{,}7\,\%$ bei 60 % Einstrahlung und keine extern ausgeblasene Luft für 50 % und weniger Einstrahlung.

Wie in Abschnitt 2.4.2 erwähnt wurde, ist der Betrieb der Receiver des Referenzkraftwerks als Temperatur-geführte Regelung vorgesehen. Die Regelung steuert die Massenströme am Receiver, um die vorgegebene Zielgröße, die Austrittstemperatur der Heißluft $T_{HotAir,Soll}$, zu erreichen. Vom Receiveraustritt strömt die Heißlufttemperatur zum Wärmeübertrager des Wasserdampfkreislauf, sodass die Zielgröße der Receiverregelung das Temperaturniveau des WDK festlegt. Für Wasserdampfkreisläufe gilt im Allgemeinen, dass ein höheres Temperaturniveau zu einem höheren Wirkungsgrad führt (Carnot-Wirkungsgrad).[14] Gleichzeitig führt eine höhere Receiveraustrittstemperatur der Heißluft bei gleichen Einstrahlungsverhältnissen zu einer höheren Temperatur auf der Receiveroberfläche und damit zu höheren Strahlungsverlusten. Unter anderem auf Basis des Receiverkennfeldes soll daher nach dieser Arbeit eine Betriebsstrategie festgelegt werden, die bei gegebenen Einstrahlungsbedingungen die Heißlufttemperatur wählt, sodass der Gesamtwirkungsgrad des Turmkraftwerks maximal ist. Als mögliche Temperaturniveaus wurden Heißlufttemperaturen von 400 °C, 550 °C, 650 °C und

680 °C festgelegt.[8] Hierbei soll die zentrale Zieltemperatur 650 °C betragen und die anderen Temperaturen vom Kraftwerk nur angefahren werden, wenn die Einstrahlbedingungen dies erfordern. Um Wärmeverluste der Rohrleitung zwischen Receiver und WDK zu berücksichtigen, wird zwischen einer Zieltemperatur für den Wasserdampfkreislauf und einer Zieltemperatur für den Receiver unterschieden. Die Temperatur für den Receiver wird dabei leicht höher angesetzt, sodass die Luft beim Eintritt in den Wärmeübertrager des WDK trotz Wärmeverluste die gewünschte Temperatur hat. Die gewählte Temperaturdifferenz beruht dabei auf Erfahrungswerten für den Solarturm Jülich und ist in Tabelle 3.2 für die unterschiedlichen Heißlufttemperaturen aufgeführt.[8]

Tabelle 3.2: Berücksichtigung von Wärmeverlusten bei der Heißluftemperatur

Zieltemperatur WDK [°C]	**Zieltemperatur Receiver [°C]**
680	700
650	670
550	560
400	400

Die Rückfuhrlufttemperatur an der Receiverrückseite $T_{ReturnAir,r}$ ist im Gegensatz zu den anderen Parametern Teil der Auslegung des Turmkraftwerks und während des Betriebs nicht mehr änderbar. Bestimmt wird die Rückfuhrlufttemperatur durch die Wahl des Wasserdampfkreislaufes. Um den Einfluss der Rückfuhrlufttemperatur auf den Receiver bei der Wahl des WDK zu berücksichtigen, wurde diese als Parameter in das Kennfeld aufgenommen und drei zu simulierende Temperaturniveaus mit 110 °C, 200 °C und 270 °C festgelegt.[8]

Tabelle 3.3: Übersicht Kennfeldparameter

Parameter	**Werte**					
$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	25 %	40 %	50 %	60 %	80 %	100 %
elr [−]	0 %	16,7 %	37,5 %	50 %		
$T_{HotAir,Soll}$ [°C]	400	560	670	700		
$T_{ReturnAir,r}$ [°C]	110	200	270			

Tabelle 3.3 fasst die Parameter des Kennfelds und ihre gewählten Werte zusammen. Das Einstrahlverhältnis bestimmt die Einstrahlung $\dot{Q}_I$ in der Temperaturrandbedingung des Receivers (Abschnitt 2.4.3), während die Parameter elr und $T_{HotAir,Soll}$ über die Geschwindigkeitsrandbedingung des Receivers (Abschnitt 2.4.2) in die Simulation eingebracht werden. Die Temperatur der Rückführluft wird ebenfalls in der Temperaturrandbedingung des Receivers gebraucht und außerdem für die *fixedValue*- Randbedingung der externen Luftrückführung genutzt.
Für die Heißlufttemperaturen 670 °C und 560 °C werden Simulationen für alle drei Rückführluftemperaturen und jeweils alle Einstrahlverhältnisse durchgeführt. Für die hohe Heißlufttem-

peratur von 700 °C werden nur 100 % und 80 % Einstrahlung bei einer Rückführlufttemperatur von 270 °C untersucht. Die niedrige Heißlufttemperatur von 400 °C wird bei einer Rückführlufttemperatur von 270 °C mit allen Einstrahlverhältnissen und für 25 % und 40 % Einstrahlung auch mit den Rückführluftemperaturen von 200 °C und 110 °C kombiniert. Der Anteil der extern ausgeblasenen Luft wird jeweils wie zuvor beschrieben abhängig von der Einstrahlung gewählt.

3.2 Ergebnisse

Tabellen 3.4 bis 3.12 zeigen die Ergebnisse des Receiverkennfeldes in Form der wichtigsten skalaren Größen. Jede Tabelle enthält eine erste Spalte mit einer individuellen Bezeichnung für jede Simulation zur Wiedererkennung. Die zweite bis fünfte Spalte der Tabellen geben jeweils die konkreten Werte der vier Kennfeldparameter wieder, die im vorherigen Abschnitt beschrieben wurden. Die Simulationsergebnisse sind in den restlichen Spalten zu finden und umfassen die folgenden Größen:

- die Massenströme für Heiß- ($\dot{m}_{HotAir}$, Gl. 2.5) und Rückführluft ($\dot{m}_{ILR,Ist}$, Gl. 2.6),
- die Gebläsedrücke für Heiß- ($p_{Fan,HotAir}$, Gl. 2.12) und Rückführluft ($p_{Fan,ReturnAir}$, Gl. 2.13),
- die gesamte Einstrahlung auf die Receiverfläche $\dot{Q}_{Ir}$,
- die integrierte Abstrahlung des Receivers $\dot{Q}_{rad}$ (Gl. 2.27),
- die vom Receiver an die Luft übertragene Leistung P_{Air} (Gl. 2.20),
- die Luftrückführraten für die interne (ARR_{ILR}), externe (ARR_{ELR}) und gesamte Luftrückführung (ARR_{Tot}) (Abschn. 2.6),
- der Receiverwirkungsgrad η (Gl. 2.22).

In den folgenden Tabellen und Abbildungen werden ggf. für den Subscript *HotAir* die Abkürzung *HA* und für den Subscript *ReturnAir* die Abkürzung *RA* bei den entsprechenden Größen verwendet. Für die Abbildungen gilt insbesondere $T_{HA,S} \mathrel{\widehat{=}} T_{HotAir,Soll}$ und $T_{RA,r} \mathrel{\widehat{=}} T_{ReturnAir,r}$. Die Gesamteinstrahlung $\dot{Q}_{Ir}$ setzt sich aus der Einstrahlung aus dem Heliostatfeld ($\dot{Q}_I$, Tab. 3.1) und der vom Strahlungsmodell berechneten Bestrahlungsstärke G (Abschn. 2.7), beides über die Receiverfläche integriert, zusammen. Die Größe $\dot{Q}_{rad}$ beschreibt dabei die *brutto* Strahlungsverluste, denn ein Teil dieser Abstrahlung trifft aufgrund der konkaven Form auf eine andere Stelle des Receivers und erhöht dort die Einstrahlung, was vom Strahlungsmodell über die Bestrahlungsstärke berücksichtigt wird. Abbildung 3.1 zeigt den Receiverwirkungsgrad η für alle Kennfeldsimulationen aufgetragen über dem Einstrahlverhältnis $\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$.

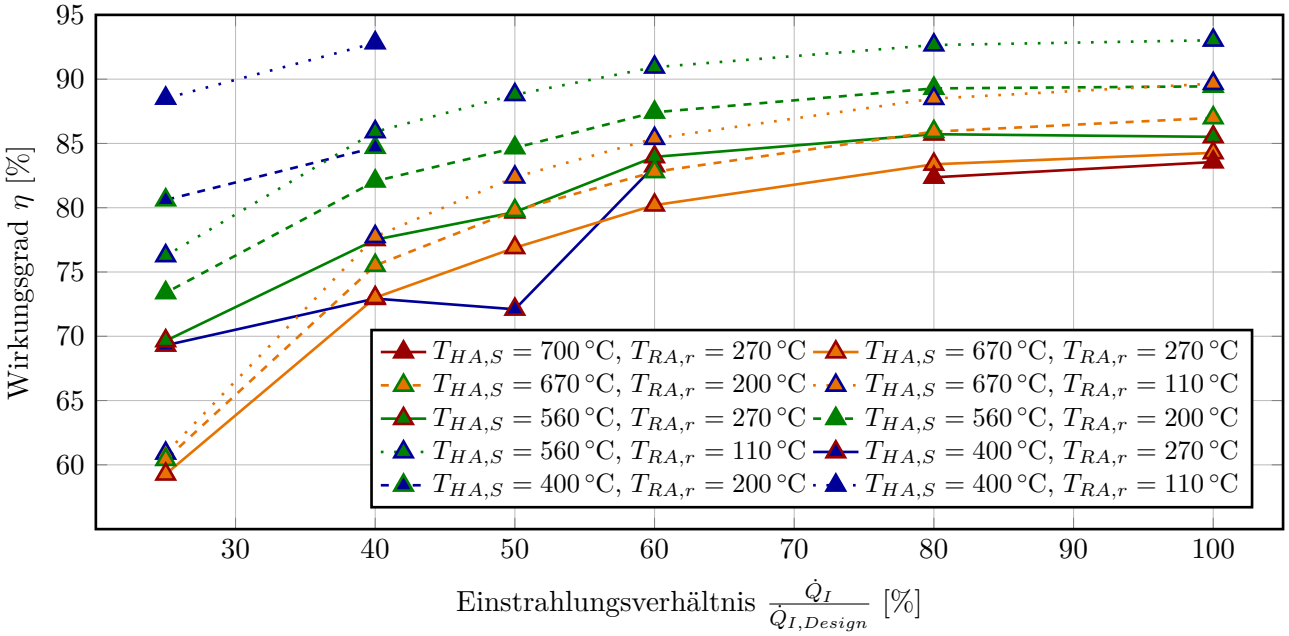

Abbildung 3.1: Receiverwirkungsgrad als Funktion der Einstrahlung für die Kennfeldsimulationen

3.2.1 Heißlufttemperatur 670 °C

Ein Heißluftzieltemperatur von 670 °C und eine Rückführlufttemperatur von 270 °C (Tab. 3.4) führen zu einem Receiverwirkungsgrad von 84,3 % bei Volllast. Mit fallender Einstrahlung sinkt der Wirkungsgrad bis auf 59,3 % bei 25 % Einstrahlung. Der größte Sprung tritt dabei zwischen 25 % und 40 % Einstrahlung auf, hier liegt der Unterschied bei 13,7 Prozentpunkte, während 40 % und 100 % Einstrahlung nur 7,4 Prozentpunkte auseinander liegen. Zu den Wirkungsgraden gehören an die Luft übertragenen Leistungen (P_{Air}) von 18,6 MW_{th} bis 105,5 MW_{th} bei Einstrahlungleistungen aus dem Heliostatfeld von 31,3 MW bis 125,2 MW. Aufgrund der Spillagestrahlung und des Strahlungsaustausches der Solarturmoberflächen liegt die gesamte auf die Receiverfläche treffende Einstrahlung ($\dot{Q}_{Ir}$) über der Interceptstrahlung aus dem Heliostatfeld. Diese Verstärkung beträgt zwischen etwa 7,5 % (9,4 MW) bei Vollast und 16,6 % (5,2 MW) bei 25 % Einstrahlung. Ein Teil dieser Differenz besteht aus Strahlungsverluste, die der konkave Receiver auf sich selber abstrahlt. Die gesamte Abstrahlung des Receivers reicht von 13,0 MW (25 % Einstrahlung) bis 19,1 MW (Vollast). Der Verlauf der internen Luftrückführrate (ARR_{ILR}) ähnelt dem Verlauf des Receiverwirkungsgrades, denn diese fällt von 85,5 % bei Volllast auf 66,6 % bei Viertellast mit dem größten Sprung zwischen 25 % und 40 % Einstrahlung. Die externe Luftrückführrate (ARR_{ELR}) ist nur für Simulationen mit mindestens 60 % Einstrahlung definiert, da nur für diese der Parameter *elr* größer null ist. Der Verlauf der externen ARR ist gegenläufig zur internen Rate, so steigt sie von 84,2 % bei Volllast leicht an auf 87,2 % bei 60 % Last. Als Kombination beider Raten erreicht die gesamte Luftrückführrate (ARR_{Tot}) das Maximum bei hoher Einstrahlung und sinkt mit Abschalten der externen Rückführung um 5,1 Prozentpunkte ab und gleicht dann der internen ARR. Der Heißluftmassenstrom ($\dot{m}_{HotAir}$) reicht von 42,7 $\frac{kg}{s}$ bei der niedrigsten Einstrahlung bis zu 242,7 $\frac{kg}{s}$ bei voller

Tabelle 3.4: Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 670\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 270\,°C$

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
KF01	100 %	50,0 %	670	270	242,7	121,4	88580,3	106787,4	134549,0	19144,8	105493,1	85,5 %	84,2 %	84,8 %	84,3 %
KF02	80 %	37,5 %	670	270	192,1	120,1	92786,1	106886,6	108165,6	16526,2	83503,0	84,7 %	84,9 %	84,8 %	83,4 %
KF03	60 %	16,7 %	670	270	138,6	115,5	96239,0	106558,4	82129,8	14691,1	60241,6	81,0 %	87,2 %	82,0 %	80,2 %
KF04	50 %	0,0 %	670	270	110,8	110,8	97639,1	106107,8	69041,0	13303,7	48126,8	75,9 %	–	75,9 %	76,9 %
KF05	40 %	0,0 %	670	270	84,1	84,1	98635,3	103687,4	55907,0	12820,7	36556,3	74,0 %	–	74,0 %	73,0 %
KF06	25 %	0,0 %	670	270	42,7	42,7	99651,7	101087,0	36498,1	13049,3	18550,5	66,6 %	–	66,6 %	59,3 %

Tabelle 3.5: Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 670\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 200\,°C$

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
KF11	100 %	50,0 %	670	200	214,8	107,4	91997,3	105106,1	134756,0	19289,6	108899,2	85,5 %	84,4 %	85,0 %	87,0 %
KF12	80 %	37,5 %	670	200	169,8	106,1	94953,0	105091,8	108344,0	16731,4	86048,0	84,5 %	84,9 %	84,7 %	85,9 %
KF13	60 %	16,7 %	670	200	122,7	102,2	97343,4	104815,6	82280,7	14999,7	62190,3	80,7 %	86,4 %	81,7 %	82,8 %
KF14	50 %	0,0 %	670	200	98,6	98,6	98299,2	104512,0	69213,3	13882,1	49935,2	75,4 %	–	75,4 %	79,8 %
KF15	40 %	0,0 %	670	200	74,6	74,6	99018,9	102737,3	56136,1	13537,6	37810,8	73,4 %	–	73,4 %	75,5 %
KF16	25 %	0,0 %	670	200	37,3	37,3	99754,4	100818,4	36792,5	14035,4	18905,3	65,3 %	–	65,3 %	60,4 %

Tabelle 3.6: Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 670\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 110\,°C$

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
KF21	100 %	50,0 %	670	110	187,4	93,7	94829,2	103585,1	135116,0	19673,7	112237,0	86,4 %	85,0 %	85,7 %	89,7 %
KF22	80 %	37,5 %	670	110	148,0	92,5	96727,1	103531,8	108675,1	17193,7	88622,5	85,5 %	85,0 %	85,3 %	88,5 %
KF23	60 %	16,7 %	670	110	107,2	89,3	98253,7	103325,3	82576,6	15632,2	64135,2	81,1 %	85,2 %	81,8 %	85,4 %
KF24	50 %	0,0 %	670	110	86,2	86,2	98863,1	103122,2	69536,2	14907,7	51563,3	75,4 %	–	75,4 %	82,4 %
KF25	40 %	0,0 %	670	110	65,1	65,1	99343,6	101919,9	56450,6	14588,5	38933,3	73,1 %	–	73,1 %	77,7 %
KF26	25 %	0,0 %	670	110	31,8	31,8	99839,9	100591,0	37236,3	15446,8	19059,7	64,1 %	–	64,1 %	60,9 %

Einstrahlung. Die Heißluft wird in den Receiver gesaugt, während die Rückführluft ausgeblasen wird. Daher erzeugen die von den Simulationen berechneten Gebläsedrücke ($p_{Fan,HotAir}$ und $p_{Fan,ReturnAir}$) Unter- bzw. Überdruck. Die hohen Heißluftmassenströme werden durch starken Überdruck erzeugt, während er für kleinere Einstrahlungen schwächer ausfällt. Analog verhält sich der Unterdruck mit dem Rückführluftmassenstrom. Das Senken der Rückführlufttemperatur auf 200 °C (Tab. 3.5) führt zur einer durchschnittlichen Steigerung von 2,65 Prozentpunkten im Wirkungsgrad für Einstrahlungen von 40 % und höher. Weitere durchschnittliche 2,53 Prozentpunkte für Einstrahlungen von 40 % und höher bringt die Rückführlufttemperatur von 110 °C (Tab. 3.6). Der maximale Wirkungsgrad liegt dann bei 89,7 % für volle Einstrahlung. Der Fall der niedrigsten Einstrahlung verbessert sich um 1,1 und 0,5 Prozentpunkte auf 60,9 %. Die Rückführraten sind weitesgehend unbeeinflusst von der Rückführlufttemperatur, lediglich für die höchsten Einstrahlverhältnisse steigen alle drei Raten um maximal 0,9 Prozentpunkte von 270 °C zu 110 °C Rückführlufttemperatur. Für Volllast steigen die Strahlungsverluste und die auftreffende Strahlung, welche die wieder auf den Receiver treffende Strahlungsverluste enthält, um jeweils 0,5 MW. Für die niedrigeren Lastverhältnisse hingegen steigen die Strahlungsverluste um bis zu 2,4 MW, während die Einstrahlung sich um maximal 0,8 MW erhöht. Stärker werden die Massenströme durch $T_{ReturnAir,r}$ beeinflusst, so sinken diese für alle Einstrahlverhältnisse um etwa 11,5 % von der hohen zur mittleren Rückführlufttemperatur. Nochmal um 11,5 % (bezogen auf die Werte bei der höchsten Temperatur) sinken die Massenströme bei der niedrigsten Rückführlufttemperatur. Die vom Gebläse erzeugten Druckdifferenzen erzeugen die Massenströme, daher verringert sich der Unterdruck der Heißluft und der Überdruck der Rückführluft mit der Rückführlufttemperatur.

3.2.2 Heißlufttemperatur 560 °C

Tabelle 3.7 zeigt die Simulationsergebnisse für die mittlere Heißlufttemperatur von 560 °C und eine Rückführlufttemperatur von 270 °C. Der Wirkungsgrad reicht von 69,6 % bei der niedrigsten Einstrahlung bis zu 85,7 % bei 60 % Einstrahlung. Im Vergleich zur höheren Heißlufttemperatur von 670 °C ist der Wirkungsgrad damit im Mittel vier Prozentpunkte besser mit einer zehn Prozentpunkte Steigerung bei 25 % Einstrahlung. Außerdem liegt der maximale Wirkungsgrad nicht mehr bei Volllast, sondern um 0,2 Prozentpunkte bei 80 % Einstrahlung. Die gesamten Einstrahlleistung $\dot{Q}_{Ir}$ reduziert sich um jeweils etwa 2 MW im Vergleich zur Heißlufttemperaturen 670 °C, weist aber den gleichen qualitativen Verlauf für die unterschiedlichen Lastverhältnisses $\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ auf. Größer ist der Unterschied bei der Abstrahlung. Für 560 °C liegen diese zwischen 12,7 MW bei Volllast und 7,3 MW bei der geringsten Einstrahlung. Dies stellt ein Absinken der Strahlung um 50 % bis 78 % im Vergleich 670 °C dar. Die interne Luftrückführrate hat ihr Maximum bei den höchsten Einstrahlverhältnissen (86,5 % bei 80 % Einstrahlung) und sinkt mit der Einstrahlung, während die externe ARR ihr Maximum bei 60 % Einstrahlung besitzt. Die Gesamtrückführrate kombiniert beide Verläufe, hat ihr Maximum bei 80 % Einstrahlung und der größten Sprung tritt beim Abschalten der ELR von 60 % auf 50 % Einstrahlung auf. Bei 25 % Einstrahlung liegt die Rückführrate bei 72,7 % und damit 6,1 Prozentpunkte höher als bei 670 °C, bei den höheren Einstrahlungen liegt die

Tabelle 3.7: Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 270\,°C$

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
KF31	100 %	50,0 %	560	270	343,6	171,8	77336,1	111127,9	132346,8	12720,8	107051,0	86,4 %	85,2 %	85,8 %	85,5 %
KF32	80 %	37,5 %	560	270	275,6	172,3	85302,7	112160,4	106182,6	10613,8	85847,4	86,5 %	86,6 %	86,5 %	85,7 %
KF33	60 %	16,7 %	560	270	202,5	168,7	92057,3	112462,9	80330,3	9148,9	63061,8	83,9 %	89,6 %	84,9 %	84,0 %
KF34	50 %	0,0 %	560	270	160,1	160,1	95169,1	111587,2	67265,8	7936,9	49860,1	77,6 %	–	77,6 %	79,7 %
KF35	40 %	0,0 %	560	270	124,7	124,7	97064,3	107294,9	54180,0	7553,5	38814,5	76,6 %	–	76,6 %	77,5 %
KF36	25 %	0,0 %	560	270	70,0	70,0	99077,2	102486,1	34662,9	7336,1	21797,0	72,7 %	–	72,7 %	69,6 %

Tabelle 3.8: Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 200\,°C$

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
KF41	100 %	50,0 %	560	200	291,7	145,9	85444,1	108078,5	132544,0	12761,2	111970,3	86,3 %	85,4 %	85,9 %	89,4 %
KF42	80 %	37,5 %	560	200	233,0	145,6	90637,5	108428,9	106328,2	10667,3	89415,5	86,2 %	86,5 %	86,3 %	89,3 %
KF43	60 %	16,7 %	560	200	171,1	142,5	94929,2	108375,8	80413,0	9284,8	65666,3	83,2 %	88,8 %	84,1 %	87,4 %
KF44	50 %	0,0 %	560	200	138,1	138,1	96743,5	107988,9	67344,0	8239,2	52989,7	77,5 %	–	77,5 %	84,7 %
KF45	40 %	0,0 %	560	200	107,1	107,1	98031,9	105009,6	54306,2	7972,3	41094,7	76,4 %	–	76,4 %	82,1 %
KF46	25 %	0,0 %	560	200	59,9	59,9	99382,5	101728,4	34817,7	7881,1	22966,4	72,0 %	–	72,0 %	73,4 %

Tabelle 3.9: Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 110\,°C$

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
KF51	100 %	50,0 %	560	110	244,8	122,4	91352,9	105333,4	132841,8	12926,0	116458,0	86,8 %	86,0 %	86,4 %	93,0 %
KF52	80 %	37,5 %	560	110	195,1	121,9	94447,9	105403,6	106570,0	10867,5	92794,5	86,7 %	86,7 %	86,7 %	92,7 %
KF53	60 %	16,7 %	560	110	143,6	119,6	96953,1	105289,8	80596,0	9598,9	68300,2	83,6 %	87,7 %	84,3 %	90,9 %
KF54	50 %	0,0 %	560	110	116,9	116,9	97981,8	105090,5	67576,2	8933,6	55578,0	77,8 %	–	77,8 %	88,8 %
KF55	40 %	0,0 %	560	110	90,5	90,5	98778,0	103215,7	54544,2	8726,7	43016,8	76,4 %	–	76,4 %	85,9 %
KF56	25 %	0,0 %	560	110	50,2	50,2	99616,8	101141,2	35092,0	8780,9	23866,6	71,4 %	–	71,4 %	76,3 %

Differenz im Mittel bei zwei Prozentpunkten. Der Heißluftmassenstrom beträgt 70,0 $\frac{kg}{s}$ bei der niedrigsten Einstrahlung und 343,6 $\frac{kg}{s}$ bei voller Einstrahlung. Bezogen auf 670 °C stellt dies eine Steigerung um 64 % bei 25 % Einstrahlung und um 45 % für die restlichen Einstrahlverhältnisse dar. Die reduzierten Rückführlufttemperatur von 270 °C (Tab. 3.8) und 110 °C (Tab. 3.9) haben bei der Heißlufttemperatur von 560 °C qualitativ den gleichen Einfluss wie für die Heißlufttemperatur von 670 °C. Der Wirkungsgrad steigt mit der sinkenden Rückführlufttemperatur, genauso wie die Abstrahlung, während die Massenströme fallen und die Rückführraten größtenteils unbeeinflusst sind. Die Steigerung fällt dabei mit durchschnittlichen 7,5 Prozentpunkten von den höchsten zur niedrigsten Temperatur größer aus. Der Wirkungsgrad von 93,0 % bei $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$, $T_{ReturnAir,r} = 110\,°C$ und Volllast ist der Bestwert für das gesamte Receiverkennfeld.

3.2.3 Heißlufttemperatur 700 °C

Die Ergebnisse der höchsten Heißlufttemperatur von 700 °C bei einer Rückführlufttemperatur von 270 °C (Tab. 3.10) liegen sehr nah an den Resultaten für Heißlufttemperatur von 670 °C (Tab. 3.4). Diese Temperatur wurde nur für Volllast und 80 % Einstrahlung simuliert, beide Fälle weisen, wie auch in Abbildung 3.1 zu erkennen ist, einen etwas niedrigeren Wirkungsgrad auf (0,7 und 0,9 Prozentpunkte Differenz zu 670 °C). Die Strahlungsverluste betragen für beide Simulationen bei nahezu gleicher Einstrahlung $\dot{Q}_{Ir}$ etwa 2 MW mehr. Die Massenströme sind mit 223,2 $\frac{kg}{s}$ und 176,0 $\frac{kg}{s}$ etwa 8 % niedriger, während die Luftrückführraten um 0,2 Prozentpunkte für Volllast und 0,5 Prozentpunkte für 8 % Einstrahlung niedriger ausfallen.

3.2.4 Heißlufttemperatur 400 °C

Die niedrigste Heißlufttemperatur von 400 °C (Tab. 3.11) führte zu Konvergenzproblemen der CFD-Simulationen. Für Volllast führte der hohe sich einstellenden Massenstrom zum Absturz der Simulation bei einer Heißlufttemperatur von 415 °C. Bei 80 % Einstrahlung kam es zu keinen Abstürzen, jedoch lag die Heißlufttemperatur auch nach einer deutliche erhöhten Rechendauer noch 2 °C über der Zieltemperatur von 400 °C. Aus diesem Grund sind die Ergebnisse für die hohen Einstrahlungen in Tabelle 3.11 und später in Abbildung 3.1 nicht aufgeführt und werden nicht weiter betrachtet. Die niedrigeren Einstrahlungen zeigten bei 400 °C ebenso ein schlechteres Konvergenzverhalten als bei den höheren Heißlufttemperaturen. Als Indikator hierfür diente die maximale Standardabweichung der drei integralen Leistungen ($\dot{Q}_{Ir}$, $\dot{Q}_{rad}$, P_{Air}) über die letzten 1000 Recheniterationen. Bezogen auf die jeweilige Einstrahlungsleistung $\dot{Q}_I$ wiesen die Simulationen mit den höheren Heißlufttemperaturen im Mittel Schwankungen von 0,019 % auf. Für die 400 °C Simulationen, auch die bei den niedrigeren Rückführlufttemperaturen (Tab. 3.12), lag die Abweichung im Mittel bei 0,125 %, eine Größenordnung schlechter im Vergleich zu den restlichen Simulationen. Die Simulationen mit den zwei höchsten Einstrahlungsleistungen sind hierbei nicht mit inbegriffen. Für die Rückführlufttemperatur von 270 °C sind die Wirkungsgrade der 400 °C Simulationen niedriger als für die entsprechenden

Tabelle 3.10: Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 700\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 270\,°C$

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
KF61	100 %	50,0 %	700	270	223,2	111,6	90311,7	105977,1	135235,0	21195,0	104600,0	85,2 %	83,9 %	84,6 %	83,6 %
KF62	80 %	37,5 %	700	270	176,0	110,0	93924,8	105982,4	108801,3	18445,3	82487,6	84,2 %	84,5 %	84,3 %	82,4 %

Tabelle 3.11: Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 400\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 270\,°C$

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
KF71	60 %	16,7 %	400	270	457,4	381,0	59626,7	138514,0	78596,3	3772,4	62533,3	88,1 %	92,5 %	88,8 %	83,3 %
KF72	50 %	0,0 %	400	270	329,8	330,0	79972,0	138718,7	65569,7	3049,9	45129,9	78,7 %	–	78,7 %	72,1 %
KF73	40 %	0,0 %	400	270	266,6	266,6	86816,1	127527,5	52559,4	2839,7	36520,6	79,7 %	–	79,7 %	72,9 %
KF74	25 %	0,0 %	400	270	157,9	157,8	95406,3	110724,7	33119,5	2649,4	21688,5	78,2 %	–	78,2 %	69,3 %

Tabelle 3.12: Receiverkennfeld-Ergebnisse für $T_{HotAir,Soll} = 400\,°C$ und 25 % Einstrahlung

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
KF81	40 %	0,0 %	400	200	202,6	202,5	93159,6	115305,4	52610,9	2925,9	42408,4	79,7 %	–	79,7 %	84,7 %
KF82	25 %	0,0 %	400	200	120,5	120,5	97584,2	105827,4	33175,2	2820,9	25225,8	77,6 %	–	77,6 %	80,6 %
KF83	40 %	0,0 %	400	110	154,3	154,3	96604,6	107920,2	52716,4	3163,4	46478,4	79,7 %	–	79,7 %	92,8 %
KF84	25 %	0,0 %	400	110	92,0	92,0	98781,2	103040,0	33320,3	3262,4	27701,0	77,3 %	–	77,3 %	88,5 %

560 °C Fälle. Bei 25 % beträgt die Differenz nur 0,3 Prozentpunkte, die zwei Temperaturniveaus trennen bei 50 % Einstrahlung 7,4 Prozentpunkte. Die Rückführrate zeigt eine Verbesserung im Vergleich zur mittleren Heißlufttemperatur. Am meisten steigt die ARR_{Tot} für die niedrigste Einstrahlung um 6,2 Prozentpunkte. Die Abstrahlung ist mit $2{,}6 - 3{,}8\,\mathrm{MW}$ die niedrigste für alle Kennfeldsimulationen. Der Einfluss der Rückführlufttemperatur fällt stärker aus als bei den höheren Heißlufttemperaturen. So steigt der Wirkungsgrad von Simulation *KF73* ($T_{ReturnAir,r} = 270\,°\mathrm{C}$, 40 % Einstrahlung) zu Simulation *KF83* ($T_{ReturnAir,r} = 110\,°\mathrm{C}$) um 19,9 Prozentpunkte.

3.3 Diskussion

3.3.1 Regression des Wirkungsgrades

Im vorherigen Abschnitt wurden die Ergebnisse für die verschiedenen Betriebspunkte präsentiert. Damit liegt der Wirkungsgrad für die konkreten, simulierten Einstrahlbedingungen vor. Für eine möglichst genaue Jahresertragsberechnung, die im Anschluss an diese Arbeit im Rahmen des Projektes VORWAiRTS durchgeführt wird, ist eine auf den Kennfeldsimulationen beruhende Regression des Wirkungsgrades notwendig. Basierend auf den Ergebnissen von Stadler et al.[17] für den Solarturm Jülich wird der in Gleichung 3.2 gezeigte Ansatz gewählt. Neu im Vergleich zum STJ ist die Abhängigkeit des Wirkungsgrades von der Rückführlufttemperatur $T_{ReturnAir,r}$, aufgrund von Abbildung 3.1 wird diese als linear angenommen. Die Abhängigkeit vom Einstrahlverhältnis $\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ wird genau wie bei Stadler et al.[17] als Polynom angesetzt. Eine Verbesserung der Regression konnte erreicht werden, indem die Heißlufttemperatur $T_{HotAir,Soll}$ im Gegensatz zur Regression für den STJ nicht direkt in den Ansatz als Regressor eingebracht, sondern für jede Heißlufttemperatur eine separate Regression durchgeführt wird. Dies bedeutet das Ergebnis der Wirkungsgrad-Regression ist eine Kurvenschar mit jeweils einem Satz Koeffizienten für jede Heißlufttemperatur.

$$\eta_R = c_0 + c_1 \cdot \left(\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}} \right)^{-c_2} + c_3 \cdot \frac{T_{ReturnAir,r}}{1\,°\mathrm{C}} \tag{3.2}$$

Die Berechnung der Koeffizienten wurde in Python mit den Regression-Tools der *SciPy*-Bibliothek[16] durchgeführt (Anhang B). Die Koeffizienten-Sätze der Regression sind in Tabelle 3.13 für die verschiedenen Heißlufttemperaturen aufgeführt. Für die höchste Temperatur 700 °C konnte mit den zwei vorliegenden Ergebnissen keine Regression durchgeführt werden. Da diese Simulationen einen niedrigeren Wirkungsgrad als bei 670 °C aufweisen, hat dies keinen Einfluss auf die Ertragsberechnung. Ebenso war keine Regression für 400 °C möglich, da aufgrund der im vorherigen Abschnitt beschriebenen Probleme keine (konvergierten) Simulationsergebnisse für höhere Einstrahlverhältnisse vorliegen. Abbildungen 3.2 und 3.3 zeigen das Ergebnis der Regression im Vergleich zu den Simulationsergebnissen. Die Standardabweichung der Regression beträgt 0,62 Prozentpunkte für $T_{HotAir,Soll} = 670\,°\mathrm{C}$ und 0,71 Prozentpunkte für $T_{HotAir,Soll} = 560\,°\mathrm{C}$. Der maximale Fehler liegt bei je 1,6 Prozentpunkten für

$T_{HotAir,Soll} = 670\,°C$ und $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$. Er tritt jedoch bei unterschiedlichen Lasten auf (25 % gegenüber 50 % Einstrahlung).

Tabelle 3.13: Koeffizienten der Wirkungsgrad-Regression

$T_{HotAir,Soll}$ [°C]	c_0 [−]	c_1 [−]	c_2 [−]	c_3 [−]
670	$9{,}723 \cdot 10^{-1}$	$-4{,}450 \cdot 10^{-2}$	1,413	$-2{,}845 \cdot 10^{-4}$
560	1,026	$-3{,}626 \cdot 10^{-2}$	1,250	$-4{,}712 \cdot 10^{-4}$

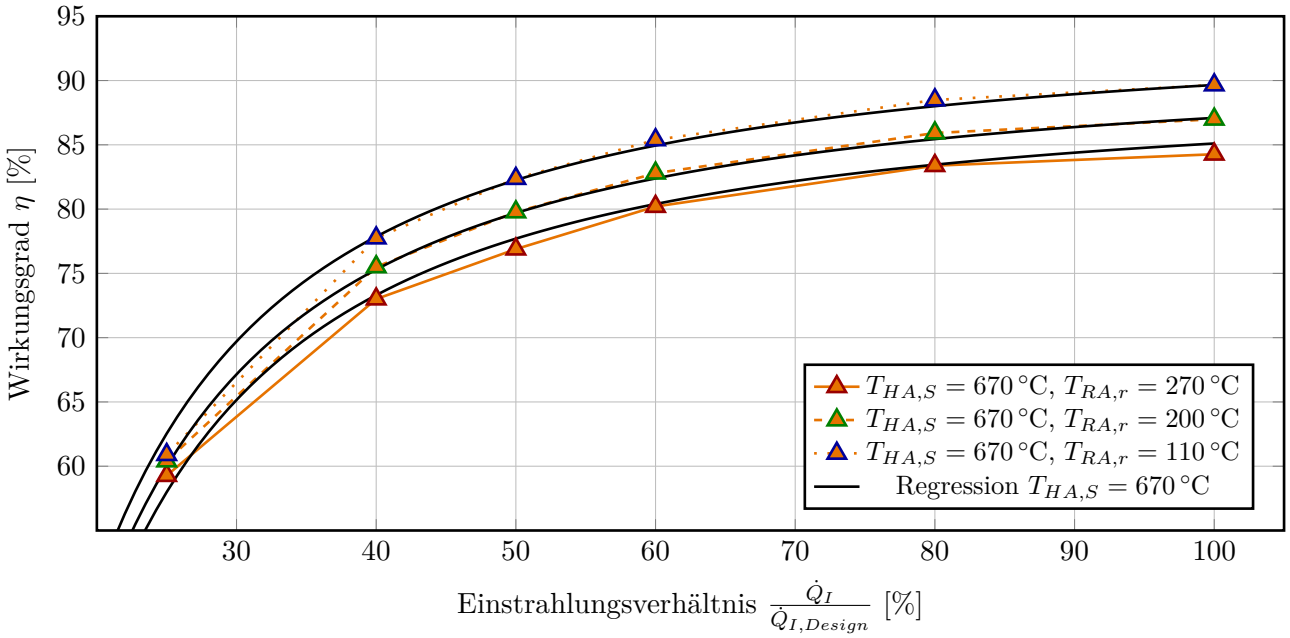

Abbildung 3.2: Regression des Receiverwirkungsgrad für $T_{HotAir,Soll} = 670\,°C$

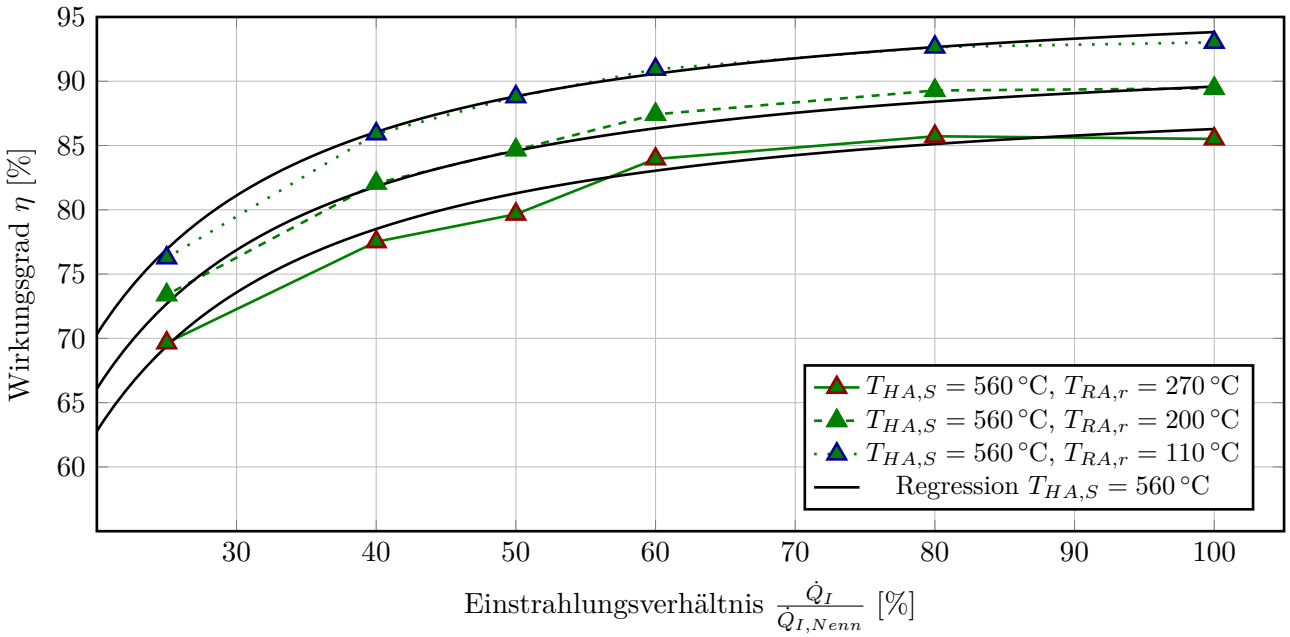

Abbildung 3.3: Regression des Receiverwirkungsgrad für $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$

3.3.2 Einfluss der Heißlufttemperatur

Die präsentierten Ergebnisse der CFD-Simulationen zeigen, dass die Zieltemperatur der Heißluft $T_{HotAir,Soll}$ einen signifikanten Einfluss auf das Verhalten des offenen volumetrischen Receivers hat. Die Heißlufttemperatur ist eine Regelgröße im Betrieb des Turmkraftwerks und bestimmt die Lufttemperatur am Austritt aus dem Receiver.
Für einen perfekten Wärmeaustausch würde die vom Receiver absorbierte Einstrahlung vollständig an die Luft übertragen werden und lokal wäre die Temperatur der Receiverstruktur jeweils gleich der dortigen Lufttemperatur. Im realen Fall wird nicht die komplette absorbierte Energie übertragen und somit der Receiver aufgeheizt. Das heißt die Temperatur des Receivers liegt überall oberhalb der lokalen Lufttemperatur, welche durch die Heißlufttemperatur am Receiverausgang beinflusst wird. Mit niedrigeren Heißlufttemperaturen sinkt daher auch das Temperaturniveau der Receiverstruktur, diese wird besser „gekühlt“. Dies bedeutet, dass die Abstrahlung des Receivers durch die vorgegebene Heißlufttemperatur stark beeinflusst wird. Mit fallender Heißlufttemperatur sinken die Strahlungsverluste, was den Wirkungsgrad des Receivers steigert. In der Regression zeigt sich dieser Effekt durch die Konstante c_0, so ist diese für die niedrigere Heißlufttemperatur von 560 °C größer. Eine niedrigere Heißlufttemperatur bedeutet, dass bei gleicher Einstrahlleistung mehr Luft erhitzt werden kann, da eine geringere Temperaturdifferenz überbrückt werden muss. Daher steigt der Massenstrom für geringere Heißlufttemperaturen deutlich an. Die Auslegung des Receivers erfolgte für die Heißlufttemperatur von $T_{HotAir,Soll} = 670\,°C$ (bei $T_{ReturnAir,r} = 270\,°C$), damit verbunden ist nach den Simulationsergebnissen ein Massenstrom von 240 $\frac{kg}{s}$ bei Volllast (Simulation *KF01*). Für diese Werte ausgelegte Gebläse sind aber unter Umständen nicht in der Lage die höchsten auftretenden Massenströme von mehr als 330 $\frac{kg}{s}$ zu fördern. Dies bedeutet, dass entweder manche Betriebspunkte mit niedrigen Heißlufttemperaturen aus dem Kennfeld im Betrieb nicht angefahren werden können oder dass ein zusätzliches Gebläse dazugeschaltet werden müsste. Letzteres würde aber zu erhöhten Verlusten aufgrund der Leistung für das Zusatzgebläse führen, was die Verbesserung des Receiverwirkungsgrades aufgrund niedrigerer Strahlungsverluste teilweise wieder aufheben würde.

3.3.3 Einfluss der Einstrahlung aus dem Heliostatfeld

Der Wirkungsgrad des offenen volumetrischen Receivers hat eine exponentielle Abhängigkeit von der prozentualen Einstrahlleistung aus dem Heliostatfeld $\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$, mit abnehmender Einstrahlung fällt der Wirkungsgrad exponentiell. Dies zeigen die Ergebnisse der Kennfeldsimulationen (Abb. 3.1) und die gute Übereinstimmung der Regression mit einem exponentiellen Ansatz (Abb. 3.2-3.3).
Bei einer konstanten Zieltemperatur für die Heißluft bedeutet eine geringere Einstrahlung, dass weniger Luft auf die gewünschte Temperatur erhitzt werden kann. Die Massenströme durch den Receiver sinken daher deutlich für die geringeren Einstrahlungen. Hierdurch verschlechtert sich der Wärmeübergang innerhalb der Absorbermodule, der in der Simulation über das

Absorbermodul-Kennfeld abgebildet ist.[8] Außerdem wird, wie im vorherigen Abschnitt beschrieben, durch die Heißlufttemperatur am Receiverausgang das generelle Temperaturniveau des OVR vorgegeben. In der Folge steigt bei konstanter Heißlufttemperatur die Abstrahlung des Receivers mit sinkender Einstrahlung aus dem Heliostatfeld relativ gesehen an. Für die erste Simulationsreihe (Tab. 3.4, $T_{HotAir,Soll} = 670\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 270\,°C$) beträgt die Abstrahlung bei Volllast 15 % der Einstrahlung aus dem Heliostatfeld $\dot{Q}_I$, während sie bei der geringsten Last 42 % der Einstrahlung ausmacht. Aufgrund der relativ gesehen höheren Abstrahlung sinkt dann der Receiverwirkungsgrad. Für die geringeren Heißlufttemperaturen sind die Strahlungsverluste insgesamt geringer, sodass der Wirkungsgradabfall für die geringeren Einstrahlungen nur abgeschwächt auftritt. Damit fallen auch die Kurven der Regression für $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$ flacher aus, dies wird an den Koeffizienten c_1 und c_2 in Tabelle 3.13 deutlich.

3.3.4 Einfluss des ELR-Anteils

Der Anteil der extern ausgeblasenen Luft, gekennzeichnet durch den Parameter *elr*, wurde für die Simulationen des Receiverkennfeldes über die Gleichung 3.1 als Funktion des Einstrahlverhältnisses $\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ bestimmt. Damit ist es anhand der Kennfeldsimulationen nicht möglich den Einfluss des ELR-Anteil unabhängig von der Einstrahlung zu bestimmen.
In Kapitel 4.2.1 wird daher bei konstanter Einstrahlung der Einfluss des ELR-Anteil untersucht. Die Motivation für die Kopplung des ELR-Anteil an die Einstrahlung war, dass der Massenstrom durch die interne Luftrückführung zur Kühlung der Receiverstruktur dient und daher nicht zu klein sein darf. Anhand von Vorüberlegungen wurde ein ELR-Anteil von 50 % festgelegt, dabei entsprechen die in Vorüberlegungen verwendeten Temperaturen denen der Simulation *KF01* ($T_{HotAir,Soll} = 670\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 270\,°C$).[8] Damit entspricht die Vorgabe einem Massenstrom durch die ILR von etwa $120\,\frac{kg}{s}$. Die Ergebnisse des Kennfeldes (Tab. 3.4 bis 3.12) zeigen, dass durch den ELR-Anteil als Funktion der Einstrahlung der Massenstrom durch die interne Luftrückführung im Bereich 50 % bis 100 % Einstrahlung jeweils relativ gleich bleibt, während der Massenstrom für die beiden niedrigsten Einstrahlungen abfällt. Aufgrund der Abhängigkeit des Gesamtmassenstroms von den Temperaturen wird der Massenstrom von $120\,\frac{kg}{s}$ jedoch nur für die Temperaturen der Vorüberlegungen erreicht. Für die gleiche Heißluft- und niedrigere Rückführlufttemperaturen werden zu kleine Massenströme durch die ILR gleitet, während die $120\,\frac{kg}{s}$ für die beiden niedrigen Heißlufttemperaturen zum Teil deutlich übertroffen werden. Das heißt, das Erreichen eines konstanten Kühlungsmassenstrom durch Steuern des ELR-Anteils erscheint aufgrund der Kennfeldsimulationen durchaus möglich, jedoch müssen auch die Temperaturniveaus und nicht nur die Einstrahlung berücksichtigt werden. Wie im Abschnitt 3.3.6 deutlich wird, hat das Abschalten der externen Luftrückführung von 60 % auf 50 % Einstrahlung einen merklichen Einfluss auf die Gesamtluftrückführrate ARR_{Tot}. Für die Heißlufttemperatur von 560 °C zeigt sich dieser Einfluss auch im Wirkungsgrad (Abb. 3.1 und 3.3). Da, wie zuvor beschrieben, gleichzeitig der Massenstrom durch die interne Luftrückführung über der Vorgabe liegt, werden in Kapitel 4.2.2 Erhöhungen des ELR-Anteil basierend auf den Kennfeld-Ergebnissen untersucht.

3.3.5 Einfluss der Rückführlufttemperatur

Die Ergebnisse des Receiverkennfeldes und die Wirkungsgrad-Regression (Abb. 3.1 - 3.3) zeigen, dass die Rückführlufttemperatur $T_{ReturnAir,r}$ einen linearen Einfluss auf den Wirkungsgrad besitzt. So führt das Senken von $T_{ReturnAir,r} = 270\,°C$ auf $T_{ReturnAir,r} = 110\,°C$ zu signifikanten Steigerungen des Wirkungsgrad von 5 Prozentpunkten und mehr.
Die Luftrückführrate ARR_{Tot} liegt für das gesamte Kennfeld zwischen 64 % und 89 %. Dies bedeutet, dass zwischen 11 % und 36 % der warmen Rückführluft an die Umgebung abgegeben und durch kalte Umgebungsluft ersetzt werden. Dadurch geht der Wärmestrom $\dot{Q}_{Umg}$ (Gl. 2.32) an die Umgebung verloren. Ein Reduzieren der Rückführlufttemperatur bringt diese näher an die Temperatur der Umgebungsluft $T_{Umg} = 15\,°C$. Die Differenz zwischen den spezifischen Enthalpien wird geringer und $\dot{Q}_{Umg}$ sinkt. Neben den Temperaturen hängt $\dot{Q}_{Umg}$ von den drei Luftrrückführraten ab. Diese werden von $T_{ReturnAir,r}$ (siehe Abschn. 3.3.6) beeinflusst, die Änderungen betragen aber maximal 2,5 Prozentpunkte. Die Temperaturdifferenz zur Umgebung sinkt jedoch von 255 K bei der höchsten Rückführlufttemperatur auf 95 K bei der niedrigsten. Als Folge sinkt $\dot{Q}_{Umg}$ und der Receiverwirkungsgrad steigt. Gleichzeitig wird das Verhalten der Absorbermodule durch $T_{ReturnAir,r}$ beeinflusst. Durch das Absenken von $T_{ReturnAir,r}$ steigt die Temperaturdifferenz zwischen Heiß- und Rückführluft im den Absorbermodulen und es wird mehr Wärme zwischen den beiden Massenströmen übertragen. Dies ist zunächst gegenläufig zu dem zuvor erklärten Absinken von $\dot{Q}_{Umg}$, da durch den besseren Wärmeübergang $\dot{H}_{ReturnAir,v}$ (Gl. 2.32) ansteigt. Die ARR ändert sich wie beschrieben nur leicht, d.h. durch den Anstieg von $\dot{H}_{ReturnAir,v}$ steigt auch $\dot{Q}_{Umg}$. Aber neben dem Wärmeübergang zwischen Heiß- und Warmluft verbessert sich durch die niedrigeren $T_{ReturnAir,r}$ auch der Wärmeübergang zwischen der Warmluft und der Receiverstruktur, diese wird besser gekühlt. Ein größerer Teil der vom Receiver absorbierten Strahlung wird so an die Luft übertragen und auch der wieder eingesaugte Enthalpiestrom der Rückführluft $((1 - ARR_{ILR})\,\dot{H}_{ReturnAir,v})$ wird größer. Folglich trägt dies ebenfalls zur Verbesserung des Receiverwirkungsgrades bei. Durch die größere Temperaturspreizung und den besseren Wärmeübergang sinken außerdem die Massenströme durch den Receiver, wodurch die notwendigen Gebläseleistungen sinken. Von den reduzierten Rückführlufttemperaturen profitieren daher am meisten die Simulationen mit den schlechtesten Luftrückführraten und die bei der niedrigsten Heißlufttemperatur (Tab. 3.11 und 3.12), da sich bei letzteren die Temperaturdifferenz über die Absorbermodule relativ gesehen am stärksten ändert. Umgekehrt betrachtet sind hohe Luftrückführraten um so wichtiger, falls der WDK oder der Wärmespeicher eine hohe Rückführlufttemperatur erfordern. Ist dies nicht der Fall, ist ein Reduzieren von $T_{ReturnAir,r}$ sehr lohnenswert. Wärmeverluste an die Umgebung werden reduziert, der Receiver wird besser gekühlt, die notwendigen Gebläseleistungen sinken und der Wirkungsgrad steigt signifikant. In der Regression wird dies durch negative Werte für den Koeffizienten c_3 abgebildet.

3.3.6 Massenstromabhängigkeit der Luftrückführrate

Die Abhängigkeit des Receiverwirkungsgrad von den Parametern des Kennfeldes konnte in den vorherigen Abschnitten erklärt werden, bei der Abhängigkeit der Luftrückführrate ARR_{Tot} war dies jedoch nicht direkt möglich. Tiddens et al.[20] zeigten für den Solarturm Jülich durch Experimente, dass die Luftrückführrate insbesondere eine Funktion des Heißluftmassenstroms ist. Der Massenstrom wiederum wird durch die Kennfeldparameter, insbesondere die Einstrahlung und die Heißluftemperatur, bestimmt. Über die Massenstromabhängigkeit der Luftrückführrate kann damit auch die Abhängigkeit der ARR von den Parametern des Kennfeldes abgeleitet werden. Basierend auf den experimentellen Ergebnissen wurden bei Stadler et al.[17] eine Regression der Luftrückführrate mit dem in Gleichung 3.3 gegebenen Polynom-Ansatz für Simulationen des STJ durchgeführt. Aufgrund der Verteilung der Ergebnisse für das Referenzkraftwerk (Abb. 3.4) werden zwei getrennte Regressionen ausgeführt, eine für Simulationen bei denen die externe Luftrückführung aktiv ist ($elr > 0$) und eine für Simulationen bei denen diese deaktiviert ist ($elr = 0$). Außerdem wurde analog zur Regression des Wirkungsgrades die Rückführlufttemperatur $T_{ReturnAir,r}$ als Regressor in den Ansatz aufgenommen.

$$ARR_{Tot,R} = a_0 + a_1 \cdot \left(\frac{\dot{m}_{HotAir}}{1\,\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{s}}} \right)^{-a_2} + a_3 \cdot \frac{T_{ReturnAir,r}}{1\,^{\circ}\mathrm{C}} \tag{3.3}$$

Die Koeffizienten-Sätze der Regression sind in Tabelle 3.14 für die beiden Fälle, mit und ohne externe Luftrückführung, aufgeführt. Abbildungen 3.4 zeigt das Ergebnis der Regression im Vergleich zu den Simulationsergebnissen. Die Standardabweichung der Regression beträgt 0,60 Prozentpunkte für $elr > 0$ und 0,44 Prozentpunkte für $elr = 0$.

Tabelle 3.14: Koeffizienten der Luftrückführraten-Regression

	a_0 [−]	a_1 [−]	a_2 [−]	a_3 [−]
$\boldsymbol{elr > 0}$	0,941	-3,683	0,753	$-1{,}04 \cdot 10^{-4}$
$\boldsymbol{elr = 0}$	0,852	-5,300	0,947	$-1{,}21 \cdot 10^{-4}$

Wie die Regression zeigt, steigt die Luftrückführrate mit dem Gesamtmassenstrom. Entsprechend der vorherigen Erklärungen traten die geringsten Massenströme bei niedrigster Einstrahlung kombiniert mit hoher Heißluftemperatur auf und dort sind auch die niedrigsten Werte für die Luftrückführrate zu finden (Simulationen *K06*, *K16* und *K26*, Tab. 3.4-3.6). Die Entstehung der Luftrückführrate wird anhand Abbildung 3.5 für die Simulation *KF01* (Volllast, $T_{HotAir,Soll} = 670\,^{\circ}\mathrm{C}$, $T_{ReturnAir,r} = 270\,^{\circ}\mathrm{C}$) deutlich. Auf der linken Seite ist die Verteilung der lokalen Luftrückführrate auf der Receiveroberfläche zu sehen, während auf der rechten Seiten die Stromlinien der Luft, eingefärbt auf Basis der lokalen Luftrückführrate, in mehreren Schnittebenen dargestellt sind. Die lokale Rückführrate entspricht dabei dem dimensionslosen Skalar ξ aus der Lösung der Transportgleichung (Gl. 2.29).

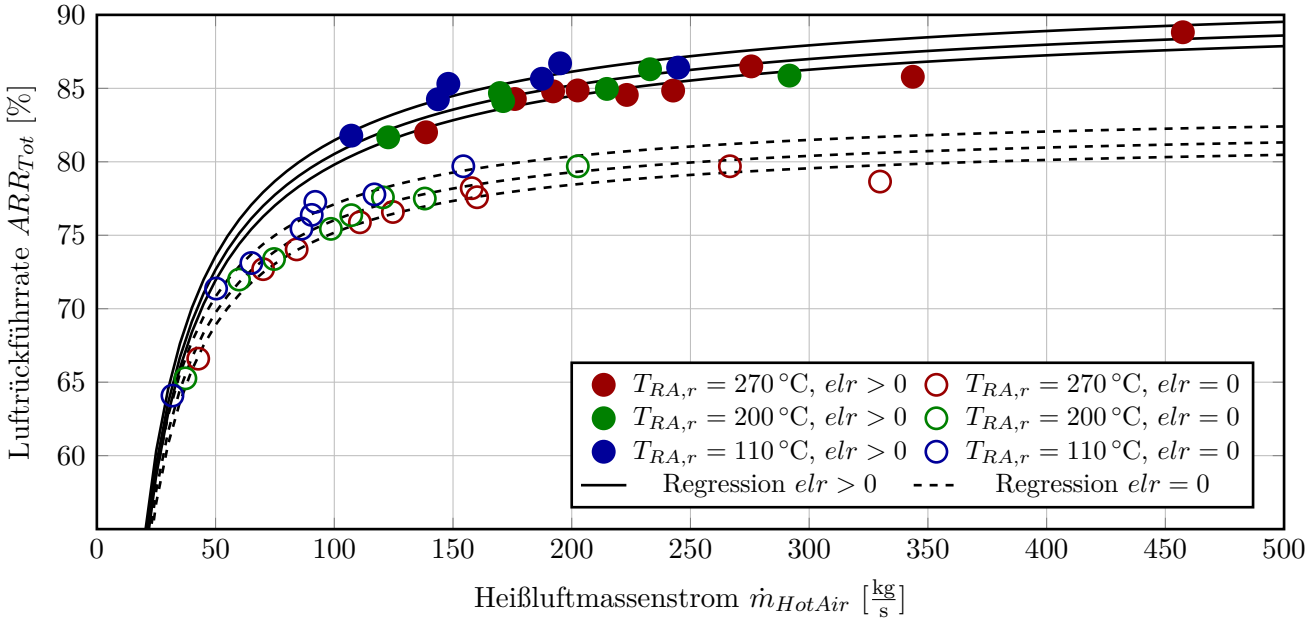

Abbildung 3.4: Regression der Luftrückführrate ARR_{Tot}

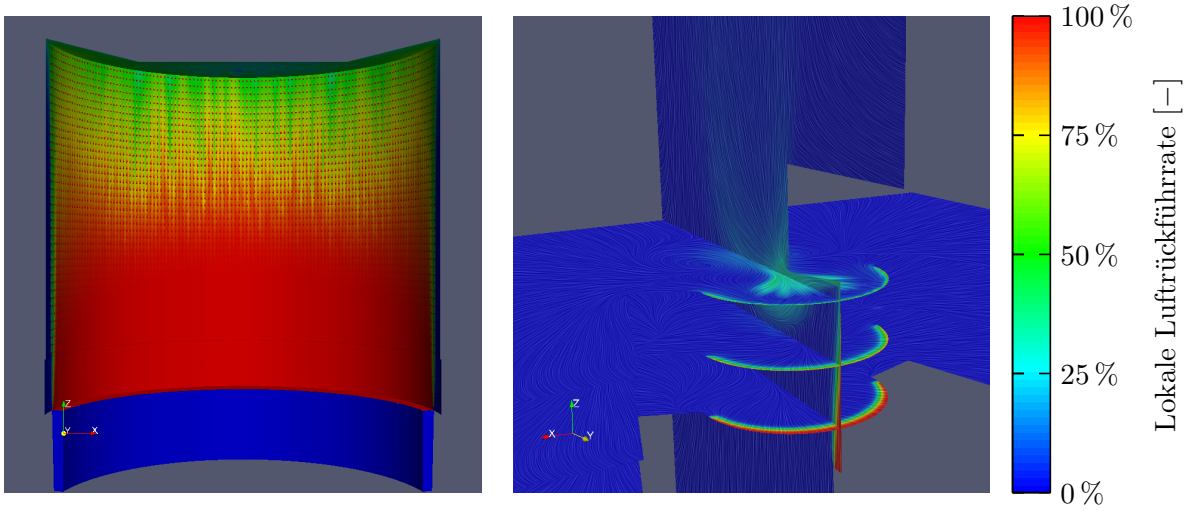

Abbildung 3.5: Lokale Verteilung der totalen Luftrückführrate ARR_{Tot} auf der Receiveroberfläche (links) und in der Strömung vor dem Receiver (rechts) für die Simulation *KF01*

Im unteren Teil der Receiverfläche besitzt die Luftrückführrate großflächig den idealen Wert von eins, während sie zum Dach der Cavity hin abnimmt. Durch die hohen Temperaturen am Receiver und insbesondere durch die hohe Temperatur der Rückführluft im Vergleich zur Umgebungsluft entsteht in der Receivercavity eine aufwärts gerichtete Strömung. Die Schnittebenen in Abbildung 3.5 zeigen, dass die Luft vor der Receiverfläche aufwärts, dann entlang des Cavity-Daches und aus der Cavity heraus strömt. So weist die Strömung am Dach eine relativ hohen Rückführluftanteil auf. Die Betrachtung der Luftrückführrate getrennt nach interner und externe Luftrückführung in Abbildung 3.6 macht deutlich, dass die hohe Luftrückführrate im unteren Teil des Receivers vor allem durch die ELR hervorgerufen wird. Die externe Luft-

rückführung bläst die Luft senkrecht nach oben entlang der Receiveroberfläche aus, d.h. in einem 90° Winkel zur Einsaugrichtung des Receivers. Das interne Ausblasen dagegen erfolgt verteilt über die kleinen Flächen der ILR (Abb. 2.4) und exakt der Einsaugrichtung entgegengesetzt. Die Fläche der interne Luftrückführung ist außerdem kleiner als die der externen, sodass die Austrittsgeschwindigkeit höher ist. Aufgrund der natürlichen Konvektion in der Receivercavity bewegt sich die intern ausgeblasene Luft eine gewissen Strecke nach oben bevor sie zum Teil wieder eingesaugt wird. Daher ist die ARR_{ILR} im unteren Bereich niedrig, die hier ausgeblasene Luft wird erst weiter oben eingesaugt. Im obersten Teil der Receiverfläche wiederum entstehen die niedrigen Rückführraten dadurch, dass die Strömung hier beginnt sich von der Receiverfläche zu lösen, um entlang des Daches aus der Cavity zu strömen. Zugute kommt der internen Luftrückführrate, dass in der Mitte der Receiverfläche, dem Bereich hoher ARR_{ILR}, die größten Massenströme auftreten (Abb. 2.6), wodurch die Bereiche niedriger Werte nicht so sehr ins Gewicht fallen. Angetrieben wird die Konvektion nach oben durch Dichteunterschiede der Luft, die durch den Temperaturunterschied zwischen Rückführ- und Umgebunsluft hervorgerufen werden. Damit wird der Auftrieb stärker je höher $T_{ReturnAir,r}$ ist und die ARR sinkt mit steigender Rückführlufttemperatur, was sich in der Regression durch negative Werte des Koeffizienten a_3 äußert. Dem gegenüber steht die Sogwirkung des Receivers, die mit zunehmenden Gesamtmassenstrom durch den Receiver ansteigt und zu einer exponentiellen Steigerung der Rückführrate führt (Regression: $a_1 < 0$ und $a_2 < 1$).

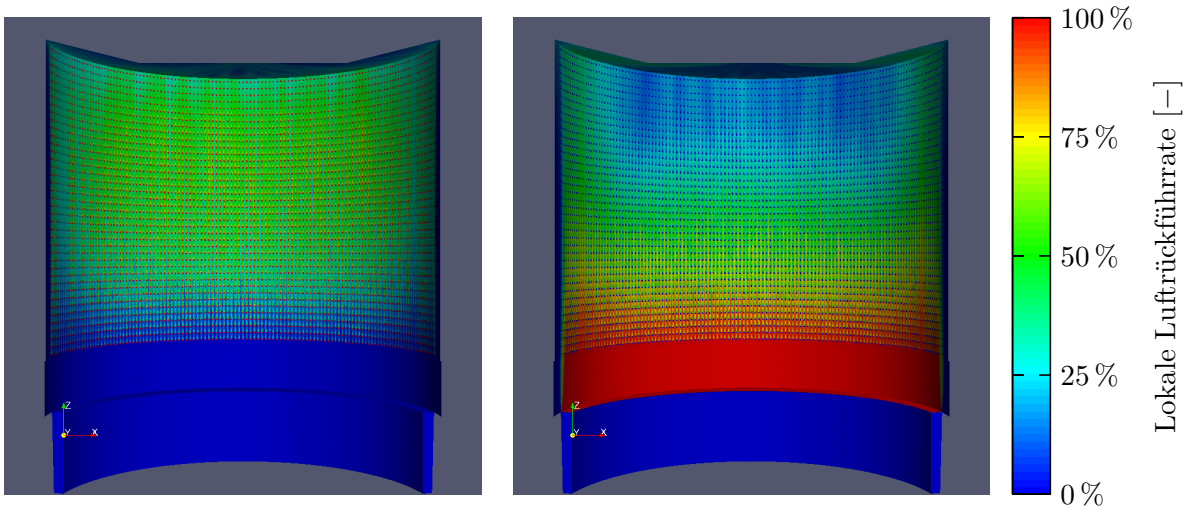

Abbildung 3.6: Lokale Verteilung der internen (ARR_{ILR}, links) und der externen Luftrückführrate (ARR_{ELR}, rechts) auf der Receiveroberfläche für die Simulation *KF01*

4 Einflussparameter

Das Verhalten des südlichen Hauptreceivers wurde im vorherigen Kapitel anhand von Simulationen für verschiedene Betriebspunkte charakterisiert. Die folgenden Aspekte des offenen volumetrischen Receivers werden nun genauer untersucht:

- Einfluss des Strahlungsmodells und der Spillagestrahlung (Abschn. 4.1),
- Variation des durch die ELR ausgeblasenen Massenstroms (4.2),
- Anpassung der Druckverlustbeiwerte für Heiß- und Warmluft (4.3),
- Reales Teillastverhalten und Abschalten von Absorbermodulen (4.4),
- Windeinfluss und Wechselwirkung zwischen den drei Receivern (4.5).

Für die Untersuchungen des Windeinflusses in Abschnitt 4.5 werden alle drei Receiver gleichzeitig simuliert, während die restlichen Aspekte genau wie das Kennfeld zuvor nur anhand des Hauptreceivers diskutiert werden.

4.1 Einfluss der Strahlungsmodellierung

Neben der gebündelten Einstrahlung aus dem Heliostatfeld spielt aufgrund der vorherrschenden Temperaturen die Abstrahlung und der Strahlungsaustausch der Oberflächen des Receivers eine wichtige Rolle. Außerdem verfehlt ein Teil der Strahlung aus dem Heliostatfeld die eigentliche Receiverfläche und trifft die umliegenden Flächen. Dort wird diese Strahlung zu einem Teil wieder reflektiert, auch auf die Receiverfläche, und zum anderen Teil absorbiert, was zu einer höheren Temperatur und Eigenstrahlung der Oberflächen führt. Die Modellierung der Strahlung ist damit ein bedeutender Teil der Simulation des Referenzkraftwerkes und wird in diesem Abschnitt genauer untersucht.
Die Einstrahlleistung aus dem Heliostatfeld $\dot{Q}_I$ auf den Receiver wurde wie in Abschnitt 2.4.1 beschrieben mit der Software STRAL bestimmt und wird über die Temperaturrandbedingung des Receivers (Abschn. 2.4.3) in die Simulation eingebunden. Der Strahlungsaustausch am Receiver (Abschn. 2.7) wird über das auf Einstrahlzahlen beruhende Strahlungsmodell *sfViewFactor* umgesetzt. Berücksichtigt werden für den Strahlungsaustausch neben der Receiverfläche die Dachfläche der Cavity, der Strahlungsschutz des Absorbers und der externen Luftrückführung (vgl. Abb. 2.3), die restlichen Flächen werden vernachlässigt um Rechenzeit zu sparen. Die Einstrahlleistung auf die Nebenflächen, die *Spillagestrahlung* (Tab. 2.5),

wurde ebenfalls mit STRAL bestimmt und wird in der Simulation als Quellterme im Strahlungsmodell realisiert (Gl. 2.37). Um den Einfluss der drei Teile der Strahlungsmodellierung zu charakterisieren, wird eine Simulation nur mit der Einstrahlung aus dem Heliostatfeld, eine Simulation mit Einstrahlung und Strahlungsaustausch und eine dritte mit Einstrahlung, Strahlungsaustausch und Spillagestrahlung durchgeführt. Gleich für alle drei Rechnung sind die Heißlufttemperatur mit 650 °C, die Rückführlufttemperatur von 180 °C, ein ELR-Anteil von 50 % und die volle Einstrahlleistung $\dot{Q}_I$ von 125,2 MW. Diese Untersuchungen wurden parallel zur Berechnung des Receiverkennfeldes ausgeführt, daher werden abweichend vom Kennfeld die Temperaturen der Vortests genutzt.

Die Ergebnisse der drei Simulationen zeigt Tabelle 4.1, zum Aufbau der Tabelle sei auf Abschnitt 3.2 verwiesen. Zwischen den drei Simulationen ändern sich die integrierte Einstrahlung $\dot{Q}_{Ir}$, die Luftleistung P_{Air} und damit auch der Wirkungsgrad η am stärksten. Für die Simulation ohne Strahlungsaustausch (Simulation *Str1*) entspricht $\dot{Q}_{Ir}$ exakt der Einstrahlung aus dem Heliostatfeld $\dot{Q}_I$ von 125,2 MW. Mit dem Strahlungsaustausch (Simulation *Str2*) steigt die Einstrahlung um 4,5 MW auf 129,7 MW und mit der Berücksichtigung der Spillagestrahlung auf den Nebenflächen (Simulation *Basis*) kommen noch einmal 4,7 MW hinzu zu den insgesamt 134,4 MW. Die Luftleistung steigt proportional mit der Einstrahlung von 102,7 $\mathrm{MW_{th}}$ auf 110,5 $\mathrm{MW_{th}}$. Die Abbildung 4.2 zeigt die zur Einstrahlung $\dot{Q}_{Ir}$ gehörenden Flussdichteverteilungen für die Simulationen *Str1* und *Basis*. Die Größe $\dot{Q}_{rad}$ steigt ebenfalls proportional zu $\dot{Q}_I$ an, jedoch ändert sich mit den drei Simulationen die Bedeutung diese Terms. Für die Simulation ohne das Strahlungsmodells gehen die 16,5 MW vollständig als Strahlungsverluste verloren, während für die Simulationen mit Strahlungsmodell diese Größe die Abstrahlung des Receivers angibt. Ein Teil hiervon geht als Strahlungsverluste verloren, ein Teil jedoch trifft auch wieder auf andere Oberflächen. Der Wirkungsgrad wird wie in Abschnitt 2.5 als Luftleistung P_{Air} bezogen auf die Heliostatfeldstrahlung $\dot{Q}_I$ berechnet. Für die drei Simulationen ist $\dot{Q}_I$ konstant, aber die Luftleistung steigt wie beschrieben, und daraus resultiert die Wirkungsgradsteigerung von 82,0 % auf 88,2 %. Die restlichen Größen verhalten sich entsprechend zu den Ergebnissen des Receiverkennfeldes. So führt die Erhöhung der Einstrahlung auf der Receiverfläche zu einem erhöhten Massenstrom, der wiederum zu einer leicht verbesserten Luftrückführrate führt (vgl. Abschn. 3.3.6). Die Bedeutung des Strahlungsaustausches am Receiver begründet sich in der Receivergeometrie, im Cavity-Design mit der konkaven Zylinderfläche und dem Dach der Cavity. Sichtbar ist dies in den vom Strahlungsmodell berechneten Einstrahlzahlen $\Phi_{j,k}$ für die Oberflächenelemente. Da nicht alle Flächen des Rechengitters, insbesondere nicht die Umgebungsflächen, vom Strahlungsmodell berücksichtigt werden, ergeben die Einstrahlzahlen jedes Elementes k in der Summe nicht eins, sondern sind stattdessen ein Maß dafür, welcher Anteil der Abstrahlung wieder auf den Receiver trifft. Die Abbildung 4.1 zeigt die summierten Einstrahlzahlen $\Phi_{Sum,k}$ für die am Strahlungsaustausch beteiligten Flächen. Die Einstrahlzahlen zeigen, dass insbesondere in der Nähe des Cavity-Daches ein signifikanter Teil der Abstrahlung nicht an die Umgebung verloren geht, sondern wieder an anderen Stellen auf die Oberflächen trifft. Die flächengewichteten Mittelwerte der summierten Einstrahlzahlen für die am Strahlungsaustausch beteiligten Flächen sind in Tabelle 4.2 aufgeführt. Hieraus wird ersichtlich, dass über die gesamte Receiverfläche im Mittel 44,1 % der Abstrahlung wieder auf

Tabelle 4.1: Simulationsergebnisse nur mit solarer Einstrahlung (Str1), mit Einstrahlung und Strahlungsaustausch (Str2), mit Einstrahlung, Strahlungsaustausch und Spillagestrahlung (Basis)

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
Str1	100 %	50,0 %	650	180	203,3	101,7	93119,6	104479,2	125188,0	16508,9	102659,0	85,5 %	84,5 %	85,0 %	82,0 %
Str2	100 %	50,0 %	650	180	210,9	105,5	98409,4	103555,5	129688,0	17128,3	106491,5	85,5 %	84,7 %	85,1 %	85,1 %
Basis	100 %	50,0 %	650	180	218,8	109,4	92001,4	105089,2	134367,5	18018,1	110466,9	85,8 %	84,7 %	85,2 %	88,2 %

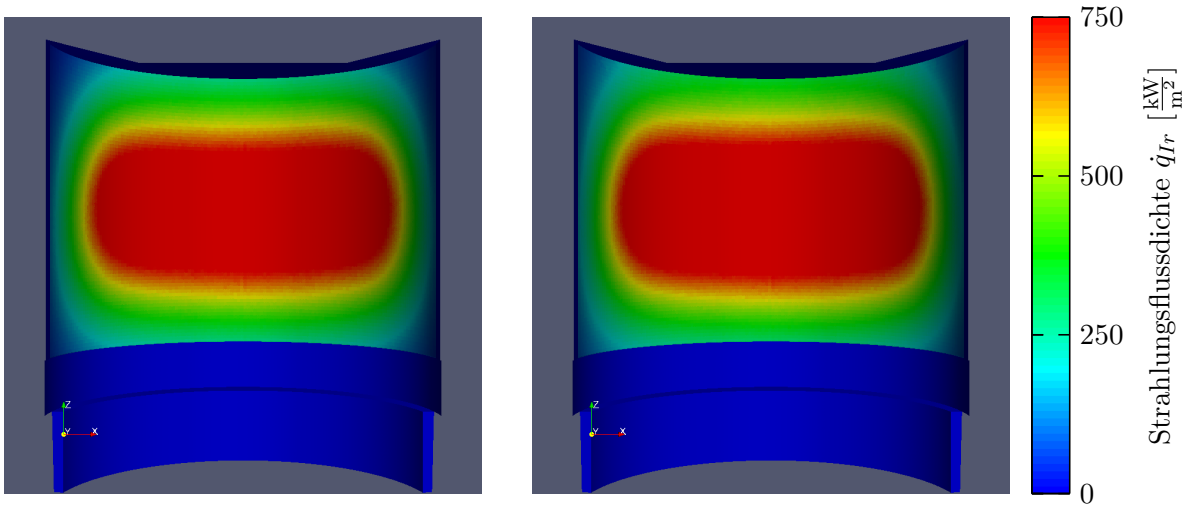

Abbildung 4.2: Verteilung der Einstrahlungsflussdichte $\dot{q}_{Ir}$ auf der Receiveroberfläche ohne (links, Simulation *Str1*) und mit (rechts, Simulation *Basis*) Strahlungsaustausch und Spillagestrahlung

eine der beteiligten Flächen trifft. Vom Cavity-Dach gehen im Mittel nur 37,8 % der dortigen Abstrahlung verloren, während es für die Vorderseite der externen Luftrückführung 80,5 % sind.

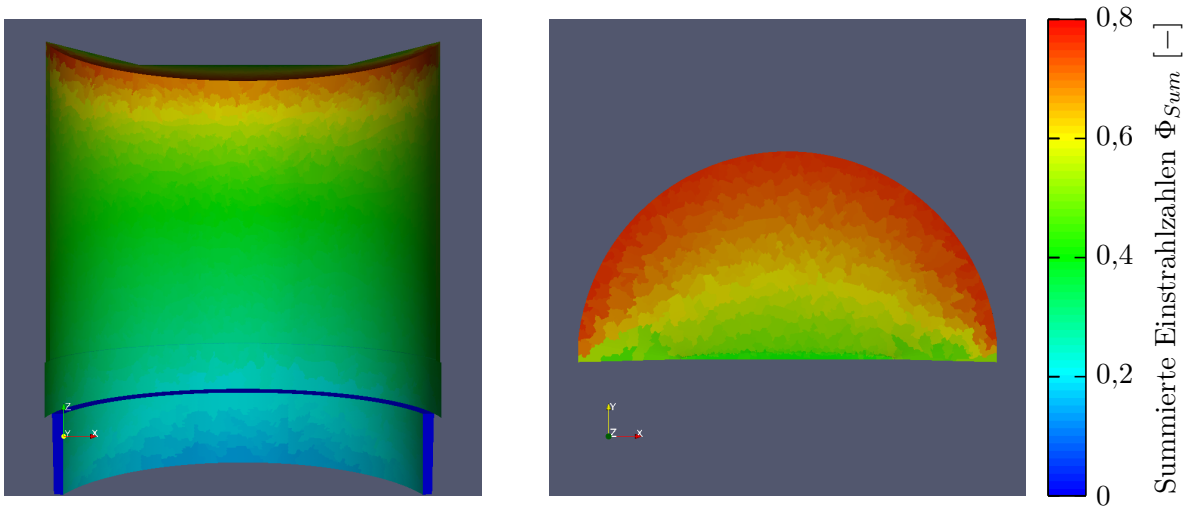

Abbildung 4.1: Verteilung der summierten Einstrahlzahlen für die Receiver- und Strahlungsschutzflächen (links) und das Receiverdach (rechts)

Tabelle 4.2: Flächengewichtete Mittelwerte der summierten Einstrahlzahlen

Patch	$\overline{\boldsymbol{\Phi_{Sum}}}$ [–]
absorber	0,441
dach	0,622
strahlungsschutz_absorber	0,326
strahlungsschutz_elr	0,195

Der Winkel, in dem Strahlung auf die Receiverobefläche auftrifft, wird von der aktuellen Modellierung nicht berücksichtigt. Denn Strahlung aus dem Heliostatfeld und Strahlung vom Receiverdach oder den Strahlungsschutzflächen wird beim Auftreffen auf die Receiverfläche (bezogen auf die Flussdichten) gleich bewertet. Dies bedeutet, dass eine Simulation ohne Strahlungsmodell bei der die Einstrahlung aus dem Heliostatfeld $\dot{Q}_I$ durch die Einstrahlung auf der Receiverfläche $\dot{Q}_{Ir}$ der Simulation mit Strahlungsaustausch und Spillagestrahlung ersetzt werden würde, würde zu dem selben Wirkungsgrad von 88,2 % führen. Damit wird vom aktuellen Modell der Einfluss des Strahlungsaustausches überschätzt, da in der Realität die flacheren Einfallwinkel der von den Nebenflächen auf den Receiver fallende Strahlung zu einer schlechteren Absorption dieser Strahlung im Vergleich zur Heliostatfeldstrahlung führen. Insbesondere ist das in der Temperaturrandbedingung des Receivers (Abschn. 2.4.3) genutzte Kennfeld der Absorbermodule für Einstrahlwinkel aus dem Heliostatfeld ausgelegt.[8]

Zusammengefasst wurde in diesem Abschnitt die wichtige Bedeutung des Strahlungsaustausches am Receiver aufgezeigt, hierbei profitiert der Receiver des Referenzkraftwerkes insbesondere von seinem Cavity-Design mit der konkaven Wölbung der Receiveroberfläche. Eine

fehlende Berücksichtigung der Einstrahlwinkel führt dabei voraussichtlich zu einer gewissen Überbewertung des Strahlungsaustausches. Um dies zu beheben müsste insbesondere das Absorbermodulkennfeld um eine Winkelabhängigkeit erweitert werden, was einen erhöhten Arbeitsspeicherbedarf verursachen würde. Dieser wird bereits für das aktuelle Modell neben dem Rechengitter durch das Kennfeld der Absorbermodule dominiert wird. Wenn nicht anders genannt, werden alle weiteren Simulationen mit Strahlungsaustausch und Spillagestrahlung gerechnet.

4.2 ELR-Anteil Variationen

Für die Simulationen des Receiverkennfeldes wurde der Anteil des Rückführluftmassenstroms, der durch die externe Luftrückführung ausgeblasen wird, in Abhängigkeit der Einstrahlung festgelegt. Um den Einfluss des ELR-Anteils unabhängig von der Einstrahlung zu charakterisieren, erfolgen in diesem Abschnitt zwei Testreihen mit geänderten Werten des Parameter elr.

4.2.1 Variation bei Volllast

Für die erste Testreihe wird der ELR-Anteil modifiziert und alle anderen Parameter bleiben konstant. Als Referenzfall dient hierfür die Simulation mit einem ELR-Anteil von 50 % bei einer Heißlufttemperatur von 650 °C, einer Rückführlufttemperatur von 180 °C und voller Einstrahlleistung von 125,2 MW aus dem vorherigen Abschnitt (Name *Basis*). Davon ausgehend werden Simulationen mit ELR-Anteilen von 20 %, 30 %, 40 % und 60 % bei gleichen Temperaturen und Volllast durchgeführt.
Die Ergebnisse (Tab. 4.3) zeigen eine leichte Steigerung des Wirkungsgrades mit sinkendem ELR-Anteil. Bezogen auf die Ausgangssimulation mit einem ELR-Anteil von 50 % verbessert sich der Wirkungsgrad bei einem ELR-Anteil von 20 % um 0,6 Prozentpunkte (0,7 MW_{th}) auf 88,8 %. Die Erhöhung auf 60 % ELR-Anteil führt dagegen zu einem 0,3 Prozentpunkte niedrigeren Wirkungsgrad. Die gesamte Luftrückführrate ARR_{Tot} steigt angetrieben von der externen Rückführrate ARR_{ELR}, die sich auf bis zu 89,5 % steigert, mit fallendem ELR-Anteil um bis zu 1,5 Prozentpunkte. Der Anstieg des Wirkungsgrades mit fallendem ELR-Anteil begründet sich darin, dass der Massenstrom durch die interne Luftrückführung erhöht wird. Die Luft, die durch die ILR ausgeblasen wird, durchquert die Receiverstruktur vor dem Austritt und wird dabei im Vergleich zur extern ausgeblasenen Luft auf eine höhere Temperatur erhitzt. Außerdem verbessert sich der Wärmeübergang innerhalb des Receivers mit höheren Massenströmen (vgl. Abschn. 3.3.2). Durch das Ändern des ELR-Anteils hin zu größeren Massenströmen durch die ILR steigt also die mittlere Temperatur der wieder eingesaugten Rückführluft, bei leicht steigender ARR, und damit auch der Wirkungsgrad. Die externe Luftrückführrate verbessert sich, da bei etwa gleichem Heißluftmassenstrom der ELR-Massenstrom und damit die Austrittsgeschwindigkeit aus der ELR sinkt. Die interne Rückführrate wiederum wird vom ansteigenden ILR-Massenstrom nicht vergleichbar beeinflusst, da der Einfluss der vertikalen

Tabelle 4.3: Simulationsergebnisse für variierte ELR-Anteile bei Vollast

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
ELR01	100 %	60,0 %	650	180	218,0	87,2	92106,1	103411,0	134231,6	17976,5	110093,6	85,4 %	83,5 %	84,3 %	87,9 %
Basis	100 %	50,0 %	650	180	218,8	109,4	92001,4	105089,2	134367,5	18018,1	110466,9	85,8 %	84,7 %	85,2 %	88,2 %
ELR02	100 %	40,0 %	650	180	219,5	131,7	91904,8	107102,0	134562,5	18120,2	110825,4	86,1 %	86,1 %	86,1 %	88,5 %
ELR03	100 %	30,0 %	650	180	220,1	154,0	91825,7	109446,9	134787,1	18257,6	111121,4	86,3 %	87,5 %	86,7 %	88,8 %
ELR04	100 %	20,0 %	650	180	220,1	176,1	91810,4	112083,5	135086,2	18441,2	111162,6	85,5 %	89,5 %	86,3 %	88,8 %

Tabelle 4.4: Simulationsergebnisse für erhöhte ELR-Anteile bei $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
ELR11	100 %	65,0 %	560	270	338,4	118,4	78275,5	105684,1	132128,6	12723,0	105435,8	85,2 %	83,3 %	84,0 %	84,2 %
ELR12	80 %	57,5 %	560	270	270,8	115,1	86005,4	105773,3	105857,6	10511,3	84345,2	85,3 %	83,6 %	84,4 %	84,2 %
ELR13	60 %	42,5 %	560	270	201,1	115,6	92212,4	106128,2	79821,4	8932,1	62634,6	84,8 %	84,4 %	84,6 %	83,4 %
ELR14	50 %	25,0 %	560	270	165,0	123,7	94738,0	107088,0	67023,7	8460,5	51372,9	83,4 %	86,1 %	84,1 %	82,1 %
ELR15	40 %	10,0 %	560	270	126,0	113,4	96958,1	106106,0	54184,3	7970,8	39247,0	79,2 %	89,1 %	80,2 %	78,4 %

Position der über die Receiverfläche verteilten Auslasspunkte der ILR stärker ist (vgl. Abschn. 3.3.6). Stärker als der Wirkungsgrad und die Luftrückführrate steigt jedoch der vom Gebläse erzeugte Überdruck der ILR, der notwendig ist, um den mit fallenden ELR-Anteil ansteigenden ILR-Massenstrom zu erzeugen. Bezogen auf den Umgebungsdruck von $p_{Umg} = 100\,\text{kPa}$ steigt die erzeugte Druckdifferenz von 5,1 kPa bei der Ausgangssimulation (*Basis*) auf bis zu 12,1 kPa für einen ELR-Anteil von 20 %. Mit der ansteigenden Druckdifferenz und dem ansteigenden Volumenstrom durch die interne Luftrückführung ist eine erhöhte elektrische Leistung des Gebläses notwendig. Dem gegenüber steht der Anstieg der vom Receiver an die Luft übertragenen thermischen Leistung (P_{Air}). Um diese beiden Größen vergleichen zu können, muss die elektrische Gebläseleistung in eine äquivalente thermische Wärmeleistung umgerechnet werden, die dem WDK des Referenzkraftwerkes zugeführt werden müsste, um die elektrische Gebläseleistung zu erzeugen. Überschlägig durchgeführte Rechnungen hierfür deuten an, dass der Anstieg der notwendigen Gebläseleistung in der Lage ist die Verbesserung des Wirkungsgrades wieder aufzuheben oder sogar insgesamt zu einem niedrigeren Ertrag führen kann. Aufgrund der sehr hohen Unsicherheiten dieser Rechnungen werden sie hier nicht aufgeführt. Die Andeutungen passen aber zu den Ergebnissen von Stadler et al.[18]. Denn das Konzept der externen Luftrückführung wurde überhaupt erst eingeführt, da der Ertrag des Kraftwerks durch geringere notwendige Gebläseleistungen gesteigert werden konnte. Der Anteil der extern ausgeblasenen Luft stellt somit einen wichtigen Parameter für die Optimierung des Referenzkraftwerkes dar. Jedoch kann die Bestimmung des optimale ELR-Anteils nicht alleine durch Strömungssimulationen des Receivers, sondern nur in Kombination mit Ertragsberechnungen, welche die Gebläseleistungen entsprechend berücksichtigen, erfolgen.

4.2.2 Variation bei 560 °C Heißlufttemperatur

Für Simulationen des Receiverkennfeldes wurde der ELR-Anteil an die Einstrahlungsleistung gekoppelt (Gl. 3.1), da der Massenstrom durch die interne Luftrückführung zur Kühlung der Receiverstruktur dient und daher nicht zu gering ausfallen darf. Die Festlegung des ELR-Anteils erfolgte dabei für eine Heißlufttemperatur von 670 °C und resultierte in einem minimalen Massenstrom durch die ILR von 120 $\frac{\text{kg}}{\text{s}}$.[8]
Für niedrigere Heißlufttemperaturen sind alle auftretenden Massenströme höher (bei gleicher Einstrahlung), sodass der minimale ILR-Massenstrom auch mit höheren durch die externe Luftrückführung ausgeblasenen Massenströmen erreicht werden kann. Daher werden in diesem Abschnitt Simulationen für $T_{HotAir,Soll} = 560\,°\text{C}$ und $T_{ReturnAir,r} = 270\,°\text{C}$ mit modifizierten ELR-Anteilen durchgeführt. Die in Tabelle 4.5 aufgeführten neuen Werte für den ELR-Anteil wurden auf Basis der entsprechenden Kennfeldsimulationen (Tab. 3.7) ausgelegt. Mit den Heißluftmassenströmen der Kennfeldsimulationen wurde der ELR-Anteil so gewählt, dass sich für die interne Luftrückführung in etwa der minimale Massenstrom einstellt. Für die niedrigste Einstrahlung lag der Heißluftmassenstrom unter den minimalen 120 $\frac{\text{kg}}{\text{s}}$, sodass eine Aktivierung der ELR für diesen Fall nicht möglich ist.

Tabelle 4.5: Erhöhung des *elr*-Anteil für $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$

$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	***elr*** **[−] (bisher)**	***elr*** **[−] (erhöht)**
100 %	50,0 %	65,0 %
80 %	37,5 %	57,5 %
60 %	16,7 %	42,5 %
50 %	0,0 %	25,0 %
40 %	0,0 %	10,0 %

Ein Vergleich der Massenströme in Tabelle 4.4 mit den Daten der Kennfeldsimulationen zeigt, dass sich die Heißluftströme um maximal $5\,\frac{kg}{s}$ geändert haben. Die Massenströme durch die interne Luftrückführung liegen jedoch nicht mehr zwischen $125\,\frac{kg}{s}$ und $172\,\frac{kg}{s}$, wie es für die Kennfeldreihe der Fall war, sondern zwischen $113\,\frac{kg}{s}$ und $123\,\frac{kg}{s}$ und damit in der Nähe des Zielwertes von $120\,\frac{kg}{s}$. In Abbildung 4.3 ist der Wirkungsgrad für die neuen Simulationen den

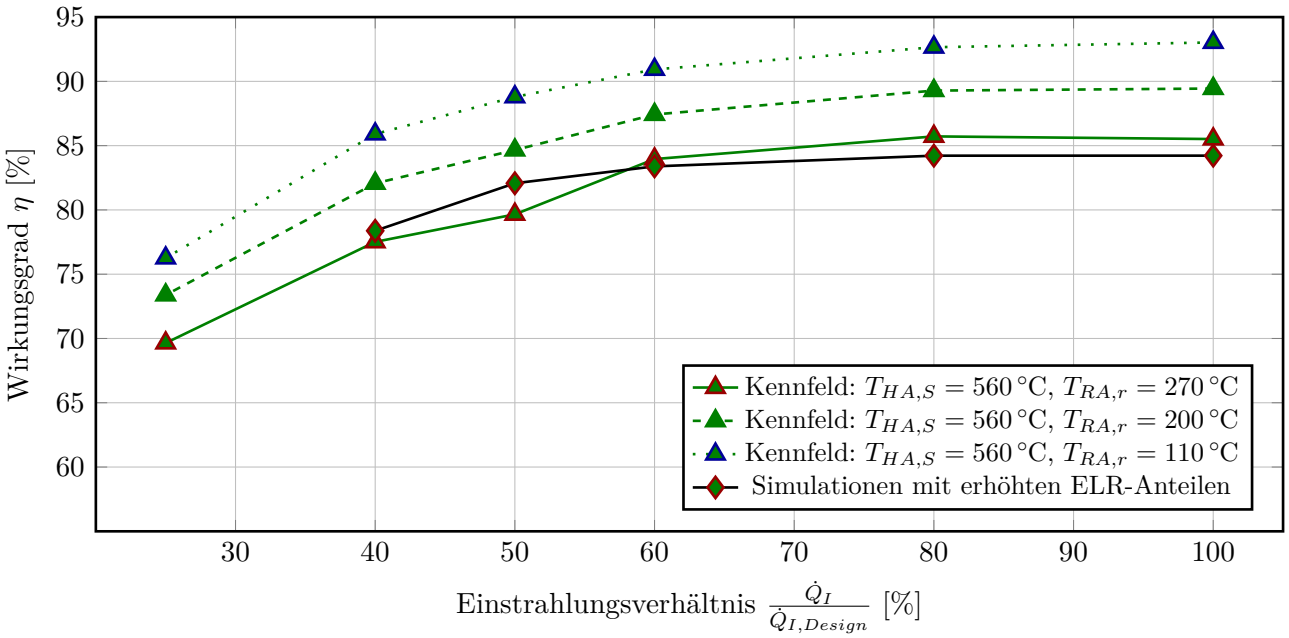

Abbildung 4.3: Vergleich des Receiverwirkungsgrad zwischen den Simulationen mit erhöhten ELR-Anteilen und dem Receiverkennfeld

Simulationen des Receiverkennfeldes bei $T_{HotAir,Soll} = 560\,°C$ gegenübergestellt. Hieraus wird ersichtlich, dass die beiden Simulationen mit niedriger Einstrahlung, bei denen die externe Luftrückführung neu aktiviert wurde, einen gesteigerten Wirkungsgrad aufweisen. Bei hohen Wirkungsgraden bringen die erhöhten ELR-Anteile analog zu den Ergebnissen des vorherigen Abschnittes keine Verbesserung. Ebenso in Übereinstimmung mit dem vorherigen Abschnitt ist jedoch die Änderung des Gebläsedruckes der Rückführluftseite signifikanter als die Änderung des Wirkungsgrades. Für die Simulationen mit hoher Einstrahlungsleistungen halbiert sich die notwendige Druckdifferenz (bezogen auf $p_{Umg} = 100\,kPa$).
Zusammengefasst ist die für das Kennfeld verwendete Vorschrift des ELR-Anteil eine geeignete

Funktion um den minimalen Massenstrom durch die ILR nicht zu unterschreiten. Für geringere Heißlufttemperaturen sorgt die konservative Abschätzung jedoch für deutlich höhere Massenströme. Durch eine Anpassung des ELR-Anteils, nicht nur als Funktion der Einstrahlung, sondern auch als Funktion der Heißlufttemperatur, lassen sich die Verluste durch die Gebläseleistungen reduzieren. Aufgrund der erheblich kleineren notwendigen Druckdifferenzen wird sich eine Anpassung des ELR-Anteil sehr wahrscheinlich auch in der Jahresertragsberechnung bemerkbar machen.

4.3 Anpassung der Druckverlustbeiwerte

Die in den bisherigen Simulationen variierten Parameter (Temperaturen, ELR-Anteil) beeinflussen den Receiver als Ganzen. Die Massenstromverteilung der Heiß- und Rückführluft auf der Receiveroberfläche wird hingegen durch die Druckverlustbeiwerte (ζ_{HotAir} und $\zeta_{ReturnAir}$, Abschn. 2.4) gesteuert. Alle zuvor diskutierten Simulationen nutzen die Druckverlustbeiwerte, die mit der Software STRAL bestimmt wurden (Abb. 2.7). In diesem Abschnitt soll nun untersucht werden, ob durch eine angepasste Verteilungen der Druckverlustbeiwerte die Effizienz des Receivers gesteigert werden kann.
Die Anpassungen der Druckverlustbeiwerte erfolgt mit Hilfe eines im Rahmenwerk von OpenFOAM neu geschriebenen Tools *sfGenCustFields*, das auf die speziellen Datenstrukturen der verwendeten Randbedingungen zugeschnitten ist. Ausgehend von den Ergebnissen und den Druckverlustbeiwerten vorheriger Simulationen werden die neuen Beiwerte als lineare Modifikation der alten Werte bestimmt. Hierfür wird ein Feld θ gewählt, das als Input der Modifikation dient. Welche Felder hierfür genutzt werden, wird jeweils in den nächsten Abschnitten diskutiert. Die Druckverlustbeiwerte werden dann abhängig davon, wie sehr der flächengewichtete Mittelwert θ_{agglom} eines jeden Agglomerates der Receiveroberfläche (Abschn. 2.2.1) von einem festgelegten Zielwert θ_{target} abweicht, mit der folgenden Formel angepasst.

$$\zeta_{neu} = \zeta_{vor} \cdot \begin{cases} \left(m_{target} + (m_{max} - m_{target}) \frac{\theta_{agglom} - \theta_{target}}{\theta_{max} - \theta_{target}}\right) & \text{für } \theta_{agglom} > \theta_{target}, \\ \left(m_{target} + (m_{target} - m_{min}) \frac{\theta_{target} - \theta_{agglom}}{\theta_{target} - \theta_{min}}\right) & \text{für } \theta_{agglom} \leq \theta_{target} \end{cases} \tag{4.1}$$

Hierbei wird unterschieden, ob der aktuelle Wert über oder unter dem Zielwert liegt, und ein Wertebereich der Anpassung wird durch einen minimalen und maximalen Wert (θ_{min} und θ_{max}) festgelegt. Die Modifikatorwerte m_{min}, m_{max} und m_{target} stellen die Werte dar mit denen die Druckverlustbeiwerte angepasst werden, wenn der Wert des Agglomerates dem minimale, dem maximalen oder dem Zielwert entspricht. Gemäß Gleichung 4.1 werden auf allen Zellen des Rechengitters, die zu dem gleichen Agglomerat gehören, die Druckverlustbeiwerte mit dem gleichen Faktor multipliziert. Die entstehende Werte unterscheiden sich aber zwischen den Zellen abhängig von den vorherigen Werten.

4.3.1 Druckverlustbeiwerte der Rückführluft

Als erstes werden nun die Anpassungen der Druckverlustbeiwerte der Rückführluft $\zeta_{ReturnAir}$ betrachtet. Als Startwerte für die Simulationen und die Modifikation der Beiwerte dient hierfür die Simulation mit der Bezeichnung *Basis*. Hierdurch sind auch die restlichen Parameter der Simulationen festgelegt ($\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}} = 100\,\%$, $T_{HotAir,Soll} = 650\,°C$, $T_{ReturnAir,r} = 180\,°C$ und $elr = 50\,\%$). Die Anpassung der $\zeta_{ReturnAir}$-Verteilung erfolgt dann über Gleichung 4.1 mit dem Tool *sfGenCustFields*. Als Feld θ dient die Verteilung der Luftrückführrate der externen Luftrückführung ARR_{ELR} (Abb. 4.5 links). Per Definition (Abschn. 2.6) liegt die Rückführrate zwischen 0 % (θ_{min}) und den perfekten 100 % (θ_{target}).
Für die erste Simulation *Z01* wird $\zeta_{ReturnAir}$ vervierfacht ($m_{target} = 4$), wenn die lokale ARR_{ELR} bereits den perfekten Wert hat und nach Gleichung 2.14 führt dies zu einer Halbierung des Massenstromes. Auf den Zell-Agglomeraten, auf denen die Rückführrate null ist, wird hingegen der Rückführluftmassenstrom durch eine Reduzieren der Beiwerte ($m_{min} = \frac{1}{4}$) verdoppelt. Die Idee hinter dieser Anpassung ist, dass die externe Luftrückführrate insbesondere im untersten Bereich der Receiverfläche hoch ist, wo die interne Rückführrate ARR_{ILR} niedrig ist. Die Luft der ILR wird exakt entgegengesetzt zur Einsaugrichtung des Receivers ausgeblasen. Diese Anpassung soll testen, ob der Impulsstrom der intern ausgeblasenen Luft gegebenenfalls dafür sorgt, dass die extern ausgeblasene Luft vom Receiver weggedrückt wird. Daher werden über die Beiwerte $\zeta_{ReturnAir}$, die die intern zurückgeführte Luft kontrollieren, im unteren Bereich des Receivers die Massenströme aus der ILR reduziert und als Ausgleich weiter oben erhöht. Bei der zweiten Simulation *Z02* werden die Skalierungsfaktoren der Anpassung invertiert ($m_{target} = \frac{1}{4}$, $m_{min} = 4$). Hiermit soll die interne Rückführrate ARR_{ILR} verbessert werden. Wie in Abschnitt 3.3.6 diskutiert wurde, wird die Luft der ILR aufgrund der aufwärts gerichteten Strömung in der Receivercavity nur oberhalb ihrer Auslassposition eingesaugt. Dadurch ist die Rückführrate im untersten Bereich des Receivers, genau da wo die externe Rückführrate hoch ist, sehr niedrig. Basierend auf der Verteilung der ARR_{ELR} wird nach der Anpassung mehr Luft durch den unteren Teil der ILR ausgeblasen und weniger weiter oben. Somit sinkt die massenstromgemittelte vertikale Auslassposition der ILR und die ARR_{ILR} sollte ansteigen.

Tabelle 4.6: Parameter der Anpassungen der Rückführluft-Druckverlustbeiwerte $\zeta_{ReturnAir}$ nach Gleichung 4.1

Simulation	**Startwerte**	$\boldsymbol{\theta}$	$\boldsymbol{\theta_{target}}$	$\boldsymbol{\theta_{min}}$	$\boldsymbol{\theta_{max}}$	$\boldsymbol{m_{target}}$	$\boldsymbol{m_{min}}$	$\boldsymbol{m_{max}}$
Z01	Basis	ARR_{ELR}	100 %	0 %	–	4,00	0,25	–
Z02	Basis	ARR_{ELR}	100 %	0 %	–	0,25	4,00	–

Tabelle 4.6 fasst die Parameter der beiden Anpassungen nach Gleichung 4.1 zusammen. Abweichungen nach oben können nach der Definition der Luftrückführrate nicht auftreten. Die Nutzung des Mittelwertes des Zell-Agglomerates θ_{agglom} in Gleichung 4.1 ist für die beiden Simulationen notwendig, da die ARR_{ELR} als θ-Feld genutzt wird. Diese Luftrückführrate ist

nur auf den Heißluftzellen des Receivers definiert, modifiziert werden damit aber die $\zeta_{ReturnAir}$, die nur auf den Rückführluftzellen gültig sind. Jedes Agglomerat besteht aber aus Heiß- und Rückführluftzellen, somit kann die Gleichung 4.1 durch die Agglomerate-Mittelung angewendet werden. Die aus den beiden Anpassungen resultierenden Verteilungen der Druckverlustbeiwerte werden in Abbildung 4.4 mit den Ausgangswerten verglichen. Wie erwartet sind für die Simulation *Z01* die $\zeta_{ReturnAir}$-Werte am unteren Rand und am unteren Teil der Seitenränder erhöht (vgl. Abb. 4.5 links). Bei Simulation *Z02* hingegen sind die Beiwerte im unteren Bereich, aber auch im Zentrum des Receivers reduziert und am oberen Rand erhöht.

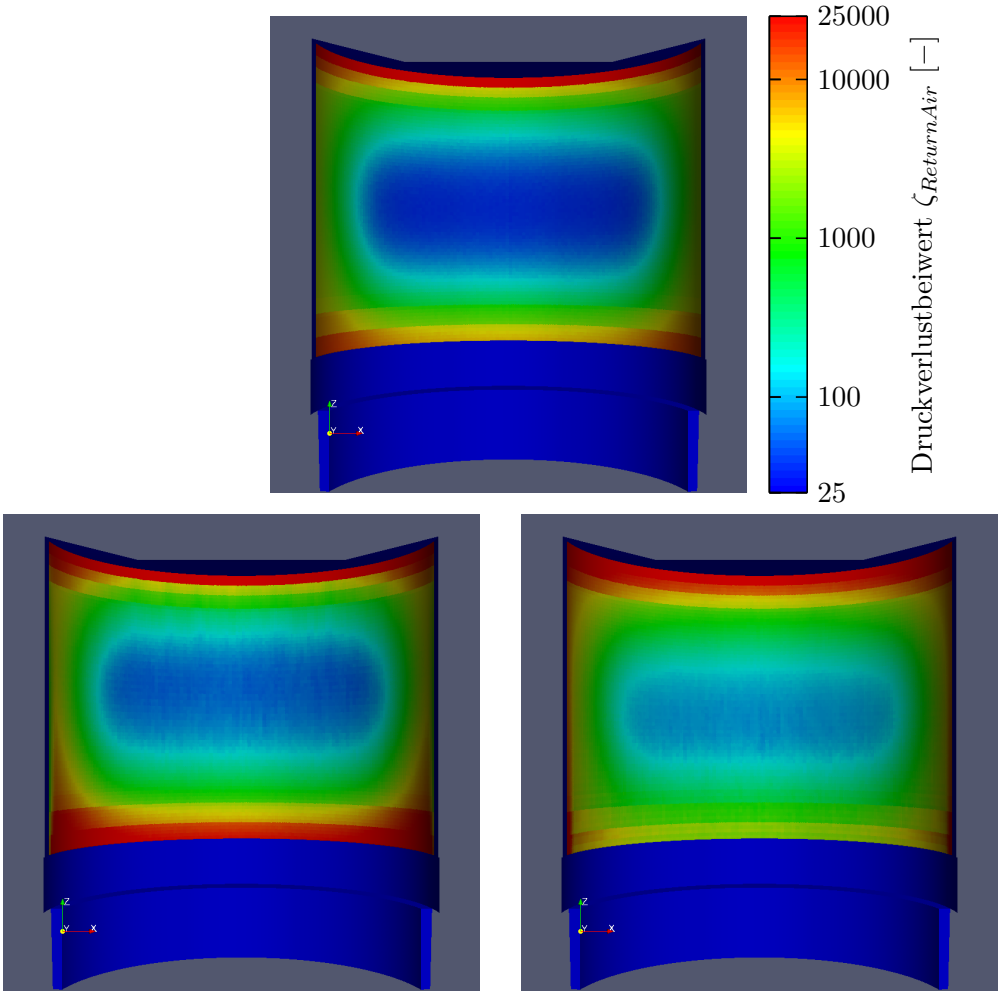

Abbildung 4.4: Verteilung der Rückführluft-Druckverlustbeiwerte $\zeta_{ReturnAir}$ für die Simulation *Basis* (oben), für die Simulation *Z01* (unten links) und für die Simulation *Z02* (unten rechts)

Die Verteilung der externen Luftrückführrate ARR_{ELR} wird in Abbildung 4.5 zwischen der Ausgangssimulation *Basis* und der neuen Simulation *Z01* und die der internen Rückführrate ARR_{ILR} zwischen den Simulationen *Basis* und *Z02* in Abbildung 4.6 verglichen. Zu erkennen ist dabei, dass die beiden Anpassungen bezogen auf die jeweilige Luftrückführrate, die sie verbessern sollten, erfolgreich sind. Die ARR_{ELR} der Simulation *Z01* ist über einen höheren Streifen am unteren Rand des Receivers nahe an den perfekten 100 % und nimmt erst weiter oben ab. Bei der Simulation *Z02* hingegen nimmt die ARR_{ILR} sehr gleichmäßig über

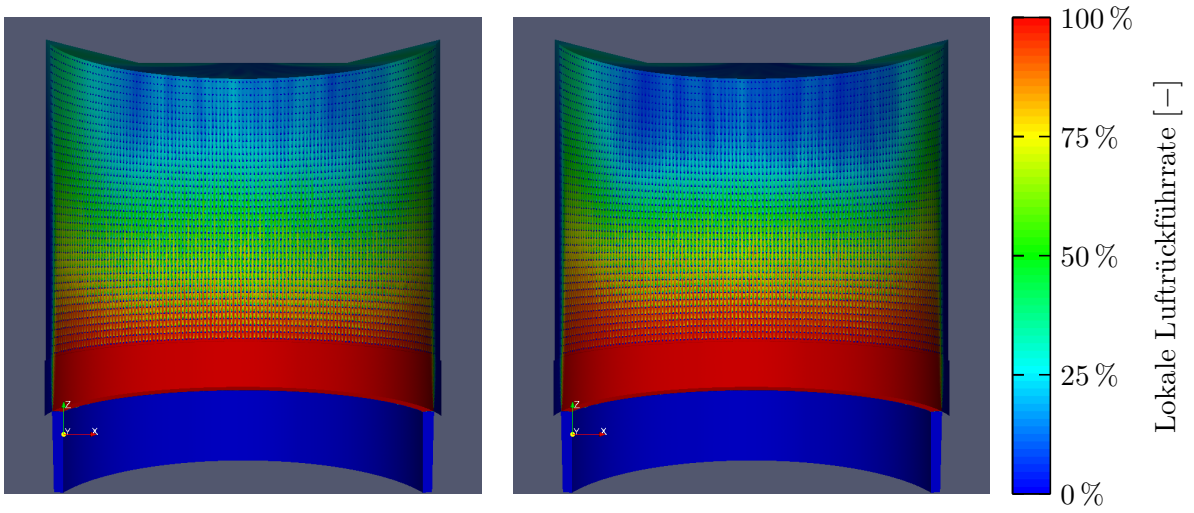

Abbildung 4.5: Lokale Verteilung der externen Luftrückführrate ARR_{ELR} auf der Receiveroberfläche für die Simulation *Basis* (links) und für die Simulation *Z01* (rechts)

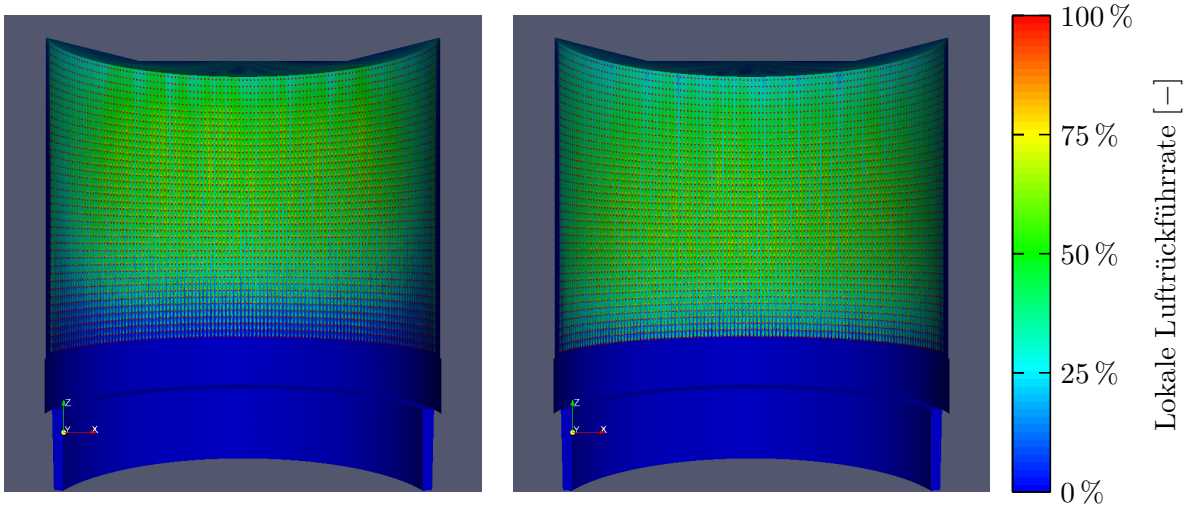

Abbildung 4.6: Lokale Verteilung der internen Luftrückführrate ARR_{ILR} auf der Receiveroberfläche für die Simulation *Basis* (links) und für die Simulation *Z02* (rechts)

fast die gesamte Receiverfläche einen mittleren Wert an, was vor allem im unteren Bereich eine klare Verbesserung darstellt. Die Tabelle 4.7 zeigt, dass die beiden Anpassungen sich unterschiedlich auf das Gesamtverhalten des Receivers auswirken. So führt die Verbesserung der jeweiligen Zielgröße zu einer Verschlechterung der jeweils anderen Luftrückführrate. Die Simulation *Z01* verstärkt das Ausblasen durch die ILR im oberen Bereich des Receivers, um im unteren die ARR_{ELR} zu verbessern. Aufgrund der aufwärts gerichteten Strömung wird die Luft der ILR im oberen Bereich aber nur zu einem geringeren Teil wieder zurückgeführt, daher steht der Zunahme der ARR_{ELR} um 2,3 Prozentpunkte eine Abnahme der ARR_{ILR} um 4,9 Prozentpunkte gegenüber. Dadurch fällt die gesamte Rückführrate in der Kombination um 1,3 Prozentpunkte. Das umgekehrte Bild zeigt die Simulation *Z02*, denn hier fällt die ARR_{ELR} um 2,0 Prozentpunkte und die ARR_{ILR} steigt um 3,1 Prozentpunkte, was einen Anstieg der ARR_{Tot} um 0,6 Prozentpunkte bedeutet. Die Rückführluft der ILR tritt in den Receiver auf

Tabelle 4.7: Simulationsergebnisse für die Anpassungen der Druckverlustbeiwerte der Rückführluft

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
Basis	100 %	50,0 %	650	180	218,8	109,4	92001,4	105089,2	134367,5	18018,1	110466,9	85,8 %	84,7 %	85,2 %	88,2 %
Z01	100 %	50,0 %	650	180	217,4	108,7	92150,4	108200,4	134496,3	18263,9	109798,0	80,9 %	87,0 %	83,9 %	87,7 %
Z02	100 %	50,0 %	650	180	219,4	109,7	91935,4	111176,9	134327,0	17925,6	110793,4	88,9 %	82,7 %	85,8 %	88,5 %

Tabelle 4.8: Simulationsergebnisse für die Anpassungen der Druckverlustbeiwerte der Heißluft

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
Basis	100 %	50,0 %	650	180	218,8	109,4	92001,4	105089,2	134367,5	18018,1	110466,9	85,8 %	84,7 %	85,2 %	88,2 %
Z11	100 %	50,0 %	650	180	222,4	111,2	91075,4	105116,5	133764,0	15853,4	112162,9	85,3 %	86,0 %	85,6 %	89,6 %
Z12	100 %	50,0 %	650	180	215,9	108,0	93444,6	105093,1	135005,0	19555,7	109061,8	84,2 %	84,8 %	84,5 %	87,1 %

Tabelle 4.9: Simulationsergebnisse für die kombinierten Anpassungen der Druckverlustbeiwerte

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
Basis	100 %	50,0 %	650	180	218,8	109,4	92001,4	105089,2	134367,5	18018,1	110466,9	85,8 %	84,7 %	85,2 %	88,2 %
Z21	100 %	50,0 %	650	180	223,1	111,5	91005,4	111255,3	133760,9	15842,7	112478,3	88,5 %	84,1 %	86,3 %	89,8 %

der Rückseite mit der Temperatur $T_{ReturnAir,r}$ ein und auf der Vorderseite mit einer höheren Temperatur $T_{ReturnAir,v}$ wieder aus, während die ELR-Luft mit $T_{ReturnAir,r}$ ausgeblasen wird. Für die drei hier gezeigten Simulationen beträgt $T_{ReturnAir,v}$ im Mittel 235 °C gegenüber $T_{ReturnAir,r} = 180\,°C$. Bei etwa gleich bleibenden Massenströmen sind daher Änderungen der internen Luftrückführrate energetisch wichtiger als Änderungen der externen Rate, was die unterschiedlichen Wirkungsgrade der drei Simulationen erklärt. Neben dem Receiverwirkungsgrad variiert auch der Druck des Gebläses auf der Rückführluftseite. Dieser steigt für beide Simulationen an, bezogen auf den Umgebungsdruck $p_{Umg} = 100\,kPa$ mehr als verdoppelt sich die notwendige Druckdifferenz für *Z02*. Analog zu den Überlegungen in Abschnitt 4.2.1 muss daher der Anstieg der notwendigen Gebläseleistung der jeweiligen Änderung des Receiverwirkungsgrades gegenübergestellt werden. In Abschnitt 4.3.5 wird untersucht, ob die notwendige Druckdifferenz bei Beibehaltung der Verbesserung des Wirkungsgrades anderweitig gesenkt werden kann.

4.3.2 Druckverlustbeiwerte der Heißluft

Die zweite Verteilung der Druckverlustbeiwerte ζ_{HotAir} bestimmt die Massenströme der Heißluft, die durch den Receiver strömen. Diese Beiwerte sollen jetzt auf zwei unterschiedliche Arten verbessert werden, einmal auf Basis der lokalen Heißlufttemperatur auf der Receiverrückseite $T_{HotAir,r}$ und einmal auf Basis der Strahlungstemperatur T_{rad}.
Der gesamte Massenstrom der Heißluft, der den Receiver in Richtung WDK und Speicher verlässt, besitzt aufgrund der Regelung des Receivers die Zieltemperatur $T_{HotAir,Soll}$. Direkt bevor die Massenströme der einzelnen Absorbermodule zusammentreffen und gemischt werden, besitzen diese unterschiedliche Temperaturen. In der Simulation ist dies für jedes Oberflächenelement k die Temperatur $T_{HotAir,r,k}$, die über das Absorbermodulkennfeld bestimmt wird (Abschn. 2.4.3). Die Temperatur des Gesamtmassenstroms entspricht dem massenstromgewichteten Mittelwert (Gl. 2.9). Im idealen Fall entspricht $T_{HotAir,r}$ überall der Zieltemperatur, in der Realität ist es aber möglich, dass an manchen Stellen des Receivers die Zieltemperatur aufgrund zu niedriger Einstrahlung bei einer gegebenen ζ_{HotAir}-Verteilung nicht erreicht werden kann. Als Ausgleich beim Mischen der Massenströme wird dann an anderen Stellen die Luft über die Zieltemperatur erhitzt. Aufgrund der nicht perfekten Wärmeübertragung von den Absorbermodulen an die Luft liegt die Temperatur der Receiveroberfläche immer über der lokalen Lufttemperatur und nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz hängt die Eigenstrahlung des Receivers von der vierten Potenz seiner Temperatur ab. Damit führen Bereiche, in denen die Luft über die Zieltemperatur erhitzt wird, zu erhöhter Abstrahlung und müssen vermieden werden. Im Zuge der ersten Anpassung (Simulation *Z11*) wird daher versucht die Verteilung von $T_{HotAir,r}$ zu homogenisieren. Ausgangspunkt ist wie zuvor die Simulation mit dem Namen *Basis*. Der Zielwert für die Anpassung nach Gleichung 4.1 ist die Solltemperatur der Heißluft $T_{HotAir,Soll} = 650\,°C$. Liegt der Ausgangswert von $T_{HotAir,r}$ unter dem Zielwert, werden die Druckverlustbeiwerte erhöht, d.h. die Massenströme gesenkt (Gl. 2.14), und für Abweichungen nach oben werden die Beiwerte gesenkt. Als zweite Variante (Simulation *Z12*) wird die Strahlungstemperatur T_{rad} (Gl. 2.38) direkt als Input der Anpassung genommen. Auch hier soll die

Verteilung über die Receiveroberfläche homogenisiert werden, da lokal erhöhte Temperaturen aufgrund der vierten Potenz des Stefan-Boltzmann-Gesetzes zu einer überproportionalen Abstrahlung führen. Die Definition eines Zielwertes für T_{rad} ist jedoch schwieriger, da ein Absinken der integralen Abstrahlung durch die Anpassung erhofft wird und damit T_{rad} nach der Anpassung unbekannt ist. Als Hilfsgröße wird daher der lineare Mittelwert der Strahlungstemperatur genutzt. Für die Simulation *Basis* beträgt dieser gerundet 782 °C.

Tabelle 4.10: Parameter der Anpassungen der Heißluft-Druckverlustbeiwerte ζ_{HotAir} nach Gleichung 4.1

Simulation	**Startwerte**	$\boldsymbol{\theta}$	$\boldsymbol{\theta_{target}}$	$\boldsymbol{\theta_{min}}$	$\boldsymbol{\theta_{max}}$	$\boldsymbol{m_{target}}$	$\boldsymbol{m_{min}}$	$\boldsymbol{m_{max}}$
Z11	Basis	$T_{Hotair,r}$	650 °C	–	–	1,00	4,00	0,25
Z12	Basis	T_{rad}	782 °C	–	–	1,00	4,00	0,25

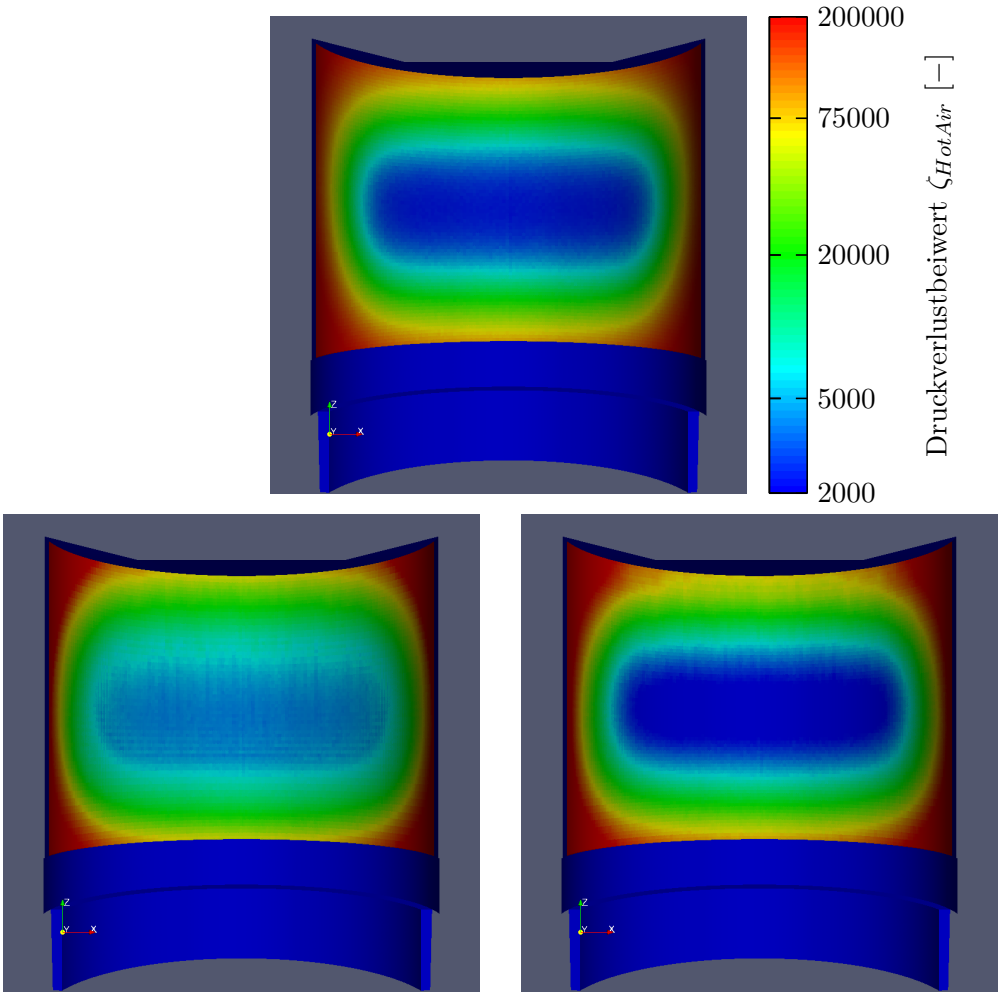

Abbildung 4.7: Verteilung der Heißluft-Druckverlustbeiwerte ζ_{HotAir} für die Simulation *Basis* (oben), für die Simulation *Z11* (unten links) und für die Simulation *Z12* (unten rechts)

Die Tabelle 4.10 fasst die Parameter der beiden Anpassungen nach Gleichung 4.1 zusammen, wobei Wertebereiche hier nicht angegeben sind, da diese innerhalb des Tools *sfGenCustFields*

als minimale und maximale Werte der Inputgrößen bestimmt wurden. Die Abbildung 4.7 vergleicht die Druckverlustbeiwerte der Heißluft für die Ausgangssimulation (oben), für die Anpassung basierend auf $T_{HotAir,r}$ (unten links) und für die Anpassung basierend auf T_{rad} (unten rechts). Beide Anpassungen führen zu erhöhten Beiwerten in den Ecken des Receivers und abgesenkten auf den horizontalen Rändern. Im Zentrum des Receivers führt jedoch die erste Anpassung zu erhöhten Werten, während die zweite dort die Druckverlustbeiwerte verringert.

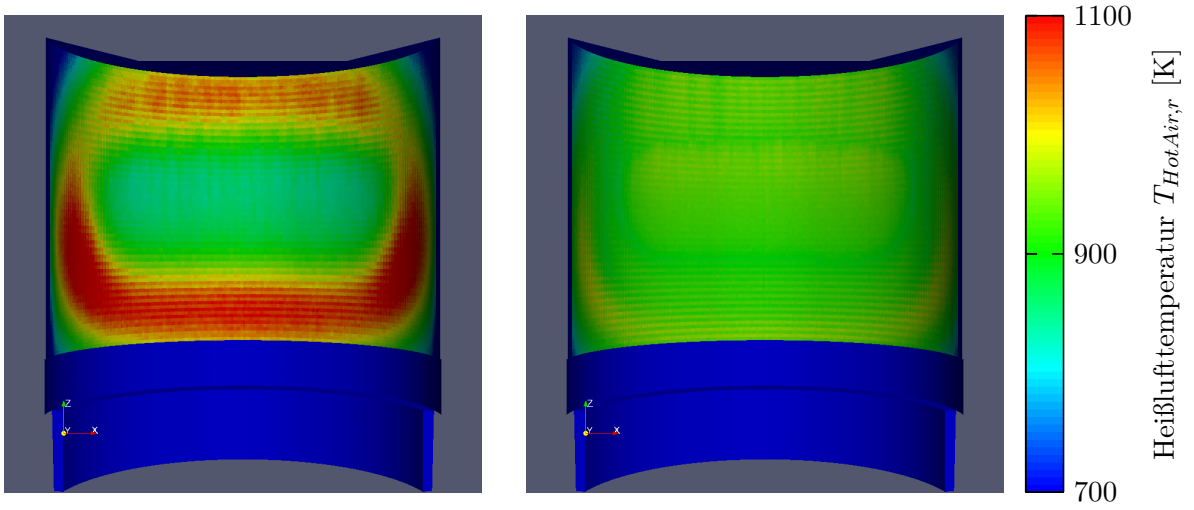

Abbildung 4.8: Verteilung der Heißlufttemperatur $T_{HotAir,r}$ auf der Receiverrückseite für die Simulation *Basis* (links) und für die Simulation *Z11* (rechts)

Die Gegenüberstellung der Verteilung von $T_{HotAir,r}$ für die Simulationen *Basis* und *Z11* in Abbildung 4.8 belegt, dass die Homogenisierung der Heißlufttemperatur sehr gut funktioniert hat. So liegt $T_{HotAir,r}$ für die neue Simulation überall, außer in den äußersten Ecken, sehr nahe an der Zieltemperatur $T_{HotAir,Soll} = 650\,°C = 923{,}15\,K$. Einher geht diese verbesserte Heißlufttemperaturverteilung mit einer um 2,2 MW gesunkenen Abstrahlung $\dot{Q}_{rad}$ des gesamten Receivers, wie Tabelle 4.8 zeigt. Die geringe Abstrahlung entsteht durch eine kompaktere Verteilung der Strahlungstemperatur (Abb. 4.9 unten links), die in großen Bereichen des Receivers nur noch knapp über der Heißlufttemperatur liegt. Aufgrund der niedrigeren Strahlungsverluste kann ein um 1,7 % größerer Heißluftmassenstrom von 222,4 $\frac{kg}{s}$ auf die Zieltemperatur erhitzt werden. In der Folge steigt dadurch der Wirkungsgrad des Receivers um 1,4 Prozentpunkte auf 89,6 %. Die zweite Anpassung (Simulation *Z12*) verschlechtert das Verhalten des Receivers. Die Abstrahlung steigt um 2,2 MW, was zu einem geringeren Massenstrom $\dot{m}_{HotAir} = 222{,}4\,\frac{kg}{s}$ und einen um 0,9 Prozentpunkte auf 87,1 % gesunkenen Wirkungsgrad führt. Die Homogenisierung der Strahlungstemperatur T_{rad} hat durch die Anpassung der Durckverlustbeiwerte durchaus funktioniert, wie aus Abbildung 4.9 (unten rechts) ersichtlich wird. Jedoch ist die Temperatur dadurch nicht gesunken, sondern ein sehr großer Teil der Receiverfläche strahlt nun mit einer hohen Temperatur, was die erhöhte integrale Abstrahlung erklärt. Das Potential einer Anpassung der Druckverlustbeiwerte der Heißluft konnte mit der Simulation *Z11* gezeigt werden. Beide durchgeführten Anpassungen hatten aber eine Änderung des Gebläsedruckes auf der Heißluftseite zur Folge. Für die Simulation *Z11* stieg der notwendige Unterdruck um 0,9 kPa.

Wie bei den Anpassungen der Druckverlustbeiwerte der Rückführluft und der Anpassung des ELR-Anteils in Abschnitt 4.2, kann eine abschließende Bewertung der Beiwertemodifikationen nur unter Berücksichtigung der notwendigen Gebläseleistungen in einer Ertragsberechnung erfolgen.

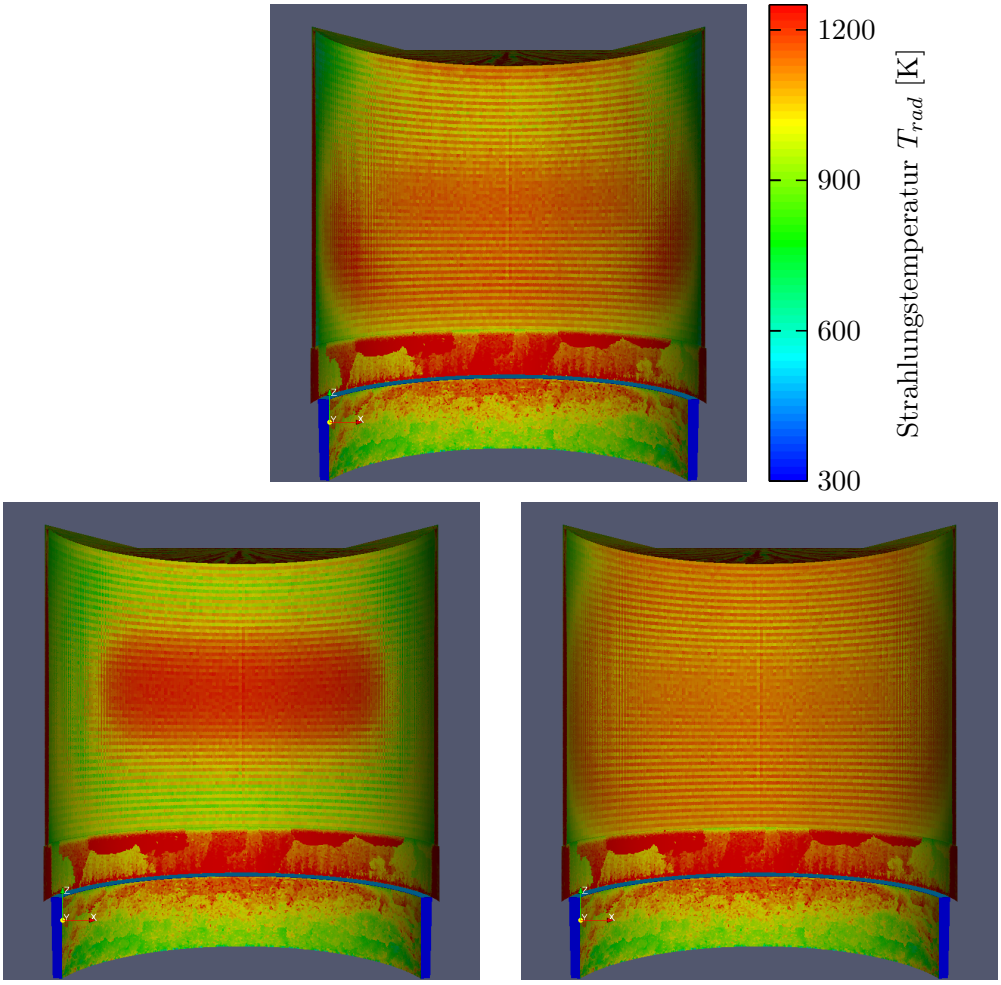

Abbildung 4.9: Verteilung der Strahlungstemperatur T_{rad} auf der Receiveroberfläche für die Simulation *Basis* (oben), für die Simulation *Z11* (unten links) und für die Simulation *Z12* (unten rechts)

4.3.3 Kombinierte Anpassung

Nachdem beide Verteilungen der Druckverlustbeiwerte getrennt voneinander modifiziert wurden, werden die Anpassungen nun miteinander kombiniert. Ausgewählt werden jeweils die auf den Receiverwirkungsgrad bezogenen besseren Varianten, d.h. die Variante der Simulation *Z02* (Tab. 4.6) für die Rückführluft und für die Heißluft die der Simulation *Z11* (Tab. 4.10). Für die neue Simulation *Z21* werden die beiden Modifizierung nacheinander angewendet. Dies bedeutet, dass die Simulation *Z02* als Startwert genutzt wird und hieraus mit den Parameter der Simulation *Z11* die Druckverlustbeiwerte der Heißluft angepasst werden. Damit entsprechen bei der neuen Simulation die Druckverlustbeiwerte der Rückführluft denen der Simulation *Z02*

und die Beiwerte der Heißluft sind neu berechnet. Die Unterschiede im Vergleich zur Simulation *Z11* sind jedoch so gering, dass sie in einer Darstellung analog zur Abbildung 4.7 nicht sichtbar sind.

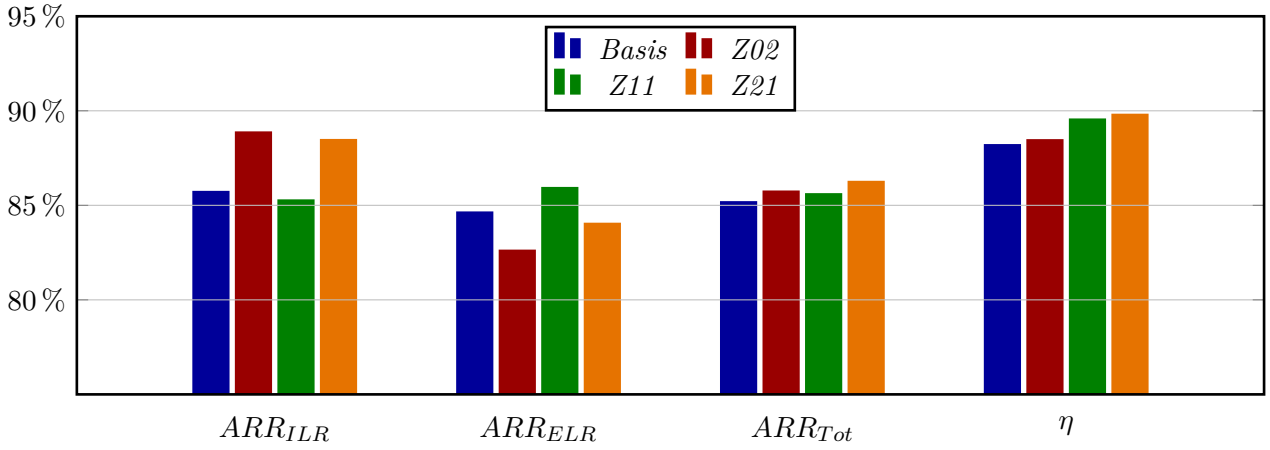

Abbildung 4.10: Vergleich der Luftrückführraten und des Receiverwirkungsgrades für verschiedene Druckverlustbeiwerte-Verteilungen (Ausgangssimulation *Basis*)

In Abbildung 4.10 sind die Werte der drei Luftrückführrate und des Wirkungsgrades für die Ausgangssimulation (blau), die Simulationen mit jeweils einer Anpassung (rot und grün) und die neue Simulation (orange) gegenüber gestellt. Die Auswirkungen der angepassten Druckverlustbeiwerte der Rückführluft und der Heißluft addieren sich nahezu perfekt. Die Steigerung der internen Rückführrate ARR_{ILR} um 3,1 Prozentpunkte der Simulation *Z02* und das Absinken um 0,4 Prozentpunkte bei *Z11* ergeben zum Beispiel eine kombinierte Änderung von 2,7 Prozentpunkte bei der neuen Simulation *Z21*. Neben den Rückführraten passt auch das Ansteigen des Wirkungsgrades um 1,6 Prozentpunkte bei der kombinierten Anpassung zu den Änderungen der einzelnen Anpassungen (*Z02*: +0,3 Prozentpunkte, *Z11*: +1,4 Prozentpunkte). Die Tabelle 4.9 zeigt, dass auch die restlichen Größen dem additiven Trend der kombinierten Anpassungen folgen. Dies bedeutet, dass die Anpassungen beider Verteilungen der Druckverlustbeiwerte sehr gut miteinander kombiniert werden können, um den Wirkungsgrad zu verbessern. Die Nachteile der höheren notwendigen Druckdifferenzen und damit verbundenen notwendigen Gebläseleistungen treten jedoch ebenfalls kombiniert auf.

4.3.4 Kreuzvergleich Volllast gegen Teillast

Die Druckverlustebeiwerte der Heißluft entstehen durch die Einstellung einer Blende in dem Heißluftrohr eines jeden Absorbermodules, während die Beiwerte der Rückführluft von der Luftführung durch die Receiverstruktur bestimmt werden (Abschn. 2.4.1). Daher müssen beide Verteilung bei der Konstruktion des Receivers festgelegt werden und können im Betrieb nicht mehr geändert werden. Die Anpassungen, die bislang betrachtet wurden, wurden jedoch auf Basis verschiedener Simulationen berechnet, es wurden jeweils neue Verteilungen bestimmt. Ein Kreuzvergleich soll daher zeigen, ob es möglich ist jeweils für die Heiß- und die

Tabelle 4.11: Simulationsergebnisse für die Anpassungen der Druckverlustbeiwerte für die Receiverkennfeld-Betriebspunkte

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
KF21	100 %	50,0 %	670	110	187,4	93,7	94829,2	103585,1	135116,0	19673,7	112237,0	86,4 %	85,0 %	85,7 %	89,7 %
Z31	100 %	50,0 %	670	110	191,6	95,8	94525,4	107897,8	134245,0	16816,1	114604,6	89,9 %	83,7 %	86,8 %	91,5 %
KF23	60 %	16,7 %	670	110	107,2	89,3	98253,7	103325,3	82576,6	15632,2	64135,2	81,1 %	85,2 %	81,8 %	85,4 %
Z32	60 %	16,7 %	670	110	109,8	91,5	98320,2	111260,8	81758,5	13445,3	65686,5	83,9 %	81,4 %	83,5 %	87,5 %

Tabelle 4.12: Simulationsergebnisse für die Anpassungen der Druckverlustbeiwerte im Kreuzvergleich

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
KF21	100 %	50,0 %	670	110	187,4	93,7	94829,2	103585,1	135116,0	19673,7	112237,0	86,4 %	85,0 %	85,7 %	89,7 %
Z41	100 %	50,0 %	670	110	189,9	94,9	95120,8	111867,9	134582,8	18080,0	113546,3	89,4 %	83,6 %	86,5 %	90,7 %
KF23	60 %	16,7 %	670	110	107,2	89,3	98253,7	103325,3	82576,6	15632,2	64135,2	81,1 %	85,2 %	81,8 %	85,4 %
Z42	60 %	16,7 %	670	110	110,8	92,3	98119,3	107547,4	81557,9	12638,3	66283,7	83,2 %	82,6 %	83,1 %	88,2 %

Tabelle 4.13: Simulationsergebnisse für die Anpassungen der Absolutwerte der Druckverlustbeiwerte

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
Basis	100 %	50,0 %	650	180	218,8	109,4	92001,4	105089,2	134367,5	18018,1	110466,9	85,8 %	84,7 %	85,2 %	88,2 %
Z51	100 %	50,0 %	650	180	219,0	109,5	97983,4	105422,8	134328,0	17897,5	110547,0	85,7 %	84,7 %	85,2 %	88,3 %
Z52	100 %	50,0 %	650	180	219,2	109,6	98921,4	103143,0	134274,0	17737,7	110653,9	85,6 %	84,8 %	85,2 %	88,4 %
Z53	100 %	50,0 %	650	180	223,1	111,5	92002,2	105180,8	133757,0	15840,0	112479,0	88,5 %	84,1 %	86,3 %	89,8 %

Rückführluft eine angepasste Verteilung der Druckverlustbeiwerte unabhängig von dem Betriebspunkt des Receivers zu finden. In einem ersten Schritt werden daher die Anpassungen, wie sie für die Simulation *Z21* zuvor durchgeführt wurden, auf zwei neue Betriebspunkte angewendet. Ausgewählt werden die Kennfeldsimulationen *KF21* und *KF23* mit $T_{HotAir,Soll} = 670\,°C$ und $T_{ReturnAir,r} = 110\,°C$ bei 100 % bzw. 60 % Einstrahlung mit den dazugehörigen ELR-Anteilen (Gl. 3.1). Die Vollastsimulation *KF21* stellte zum Zeitpunkt des Kreuzvergleichs den Betriebspunkt mit dem höchsten Receiverwirkungsgrad von 89,7 % dar und *KF23* ist die dazu passende Simulation mit der niedrigsten Einstrahlung bei noch aktivierter externer Luftrückführung. Teillastverhalten tritt über das Jahr gesehen zeitlich häufiger auf als die volle, optimale Einstrahlung, daher sind die Auswirkungen der Druckverlustbeiwerteanpassungen bei Teillast besonders interessant für mögliche Ertragsberechnungen. Analog zur Simulation *Z21* werden für die neue Simulation *Z31* mit der Simulation *KF21* als Ausgangswerte zunächst die Druckverlustbeiwerte der Rückführluft angepasst. Die Anpassung erfolgt nach dem Muster der Simulation *Z02* (Tab. 4.6). Nachdem mit den geänderten Werten die Simulation konvergiert ist, werden mit diesen Zwischenergebnissen die Beiwerte der Heißluft wie bei der Simulation *Z11* (Tab. 4.10) modifiziert. (Für Simulation *Z21* war Simulation *Z02* das „Zwischenergebnis“.) Eine zweite neue Simulation *Z32* wird mit der Simulation *KF23* als Ausgangswerte nach dem gleichen Verfahren erstellt. Das Ergebnis (Tab. 4.11) sind zwei Simulationen mit verbesserten, individuellen Verteilungen der Druckverlustbeiwerte. Der eigentliche Kreuzvergleich erfolgt in einem zweiten Schritt anhand von zwei weiteren Simulationen (Tab. 4.12). Die Simulation *Z41* nutzt bei voller Einstrahlung die für Teillast berechneten Druckverlustbeiwerte der Simulation *Z32*. Umgekehrt wendet Simulation *Z42* die für Vollast verbesserten Druckverlustbeiwerte der Simulation *Z31* bei 60 % Einstrahlung an.

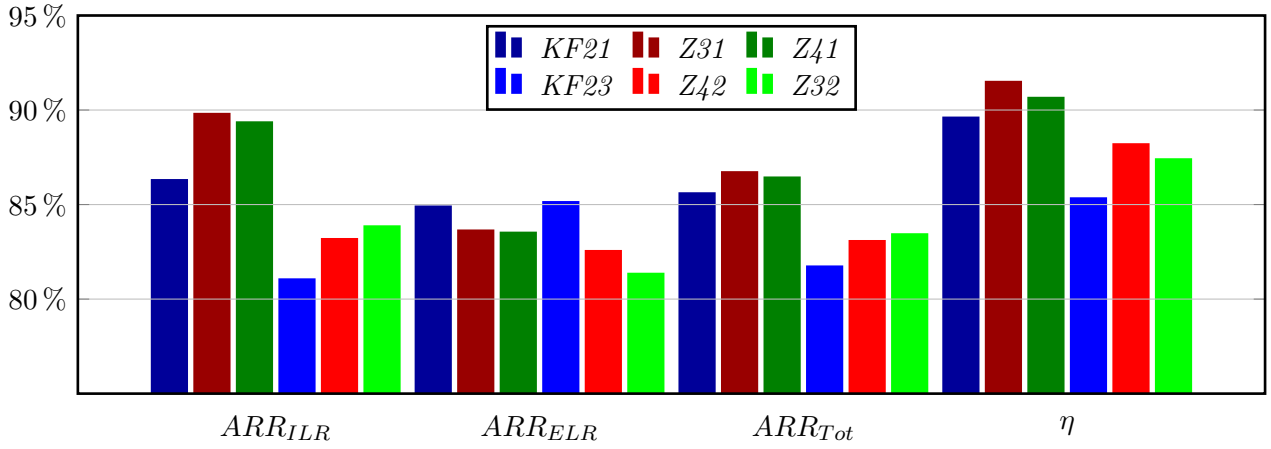

Abbildung 4.11: Vergleich der Luftrückführraten und des Receiverwirkungsgrades für verschiedene Druckverlustbeiwerte-Verteilungen (Kreuzvergleich)

Die Abbildung 4.11 stellt die drei Luftrückführraten und den Wirkungsgrad für die Simulationen des Kreuzvergleiches gegenüber. Blau eingefärbt sind die Simulationen des Kennfeldes (*KF21* und *KF23*) mit den unveränderten Druckverlustbeiwerten. Rot zeigt die Simulationen mit den für Vollast berechneten Beiwerten (*Z31* und *Z42*) und Grün die mit den für Teillast berechneten Beiwerten (*Z31* und *Z42*). Die dunklere Farbe signalisiert jeweils eine Simulation

bei Volllast und die hellere 60 % Einstrahlung. Zunächst wird deutlich, dass sich die generellen Auswirkungen (vgl. Abb. 4.10) nicht geändert haben. So führen die kombinierten Anpassungen auch bei den beiden neuen Betriebspunkten zu einem Rückgang der externen Luftrückführrate, während die anderen Größen, inbesondere der Wirkungsgrad, ansteigen. Außerdem scheint es möglich einen Satz neuer Druckverlustbeiwerte zu finden, der unabhängig von dem Betriebspunkt die Effizienz des Receivers verbessert.

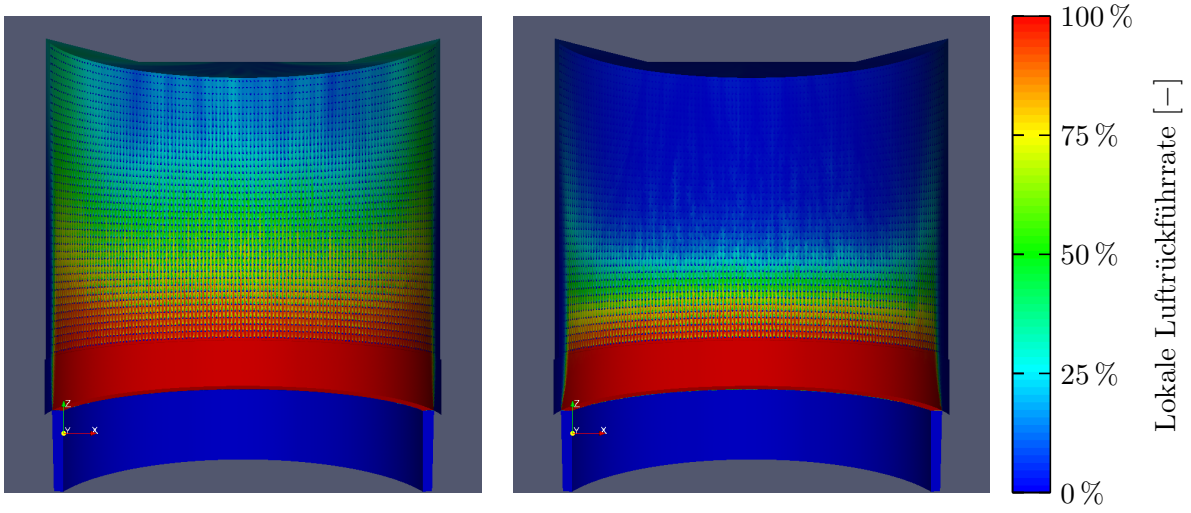

Abbildung 4.12: Lokale Verteilung der externen Luftrückführrate ARR_{ELR} auf der Receiveroberfläche für die Simulation *KF21* (links) und für die Simulation *K23* (rechts)

Die auf Basis der Simulation *KF21* bestimmten Druckverlustbeiwerte führen für beide Einstrahlverhältnisse zu dem besten Receiverwirkungsgrad. Insbesondere übertreffen bei Teillast die für Vollast bestimmten neuen Beiwerte das Ergebnis der für Teillast bestimmten Beiwerte (*Z42* gegenüber *Z32*). Verursacht wird dies durch die Unterschiede in der Verteilung der ARR_{ELR} (Abb. 4.12), die jeweils zur Anpassung der $\zeta_{ReturnAir}$ genutzt werden. Für den Teillastfall ist die Luftrückführrate nur im untersten Bereich größer null und sinkt weiter oben recht abrupt gegen null. Die Verteilung für *KF21* weist über die gesamte Höhe gesehen einen gleichmäßigeren Gradienten auf und führt daher zum besseren Ergebnis (vgl. Abschn. 4.3.1). Die hier gezeigten Ergebnisse deuten an, dass der Receiverwirkungsgrad mit den gleichen angepassten Druckverlustbeiwerten unabhängig vom Betriebspunkt verbessert werden kann. Da die Beiwerte mit der Konstruktion des Receivers feststehen müssen, ist dies auch notwendig. Offen ist jedoch wie die optimalen Anpassungen auch unter Berücksichtigung der Gebläseleistungen bestimmt werden.

4.3.5 Anpassungen der Absolutwerte

Die Auslegung der Druckverlustbeiwerte erfolgte für eine Druckdifferenz $\Delta p_{HotAir,Design}$ von 1056 Pa (Unterdruck) für die Heißluft und $\Delta p_{ReturnAir,Design} = 2876$ Pa (Überdruck) für die Rückführluft (Abschn. 2.4.1). Bei den durchgeführten CFD Simulationen sind die Druckverlustbeiwerte dann konstant und die Druckdifferenzen ergeben sich neu aus den in der Randbe-

dingung des Absorbers berechneten Gebläsedrücken. Bei allen bisherigen Simulationen weichen die berechneten Druckdifferenzen deutlich von den Auslegungswerten ab (Anhang C). Der Zusammenhang zwischen den Druckdifferenzen und den Druckverlustbeiwerten ist in Gleichungen 2.2 und 2.14 gegeben. Für die Berechnung der Druckdifferenz für den gesamten Receiver werden die beiden Gebläsedrücke auf den Umgebungsdruck $p_{Umg} = 100\,\text{kPa}$ bezogen. Nach den beiden Gleichungen sollte es möglich sein, durch eine gleichmäßige Modifizierung der Druckverlustbeiwerte die resultierende Druckdifferenz anzupassen ohne die Massenströme und damit das Verhalten des Receivers zu beeinflussen.
Als Ausgangspunkt dient die Simulation mit dem Namen *Basis* ($\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}} = 100\,\%$, $T_{HotAir,Soll} = 650\,°\text{C}$, $T_{ReturnAir,r} = 180\,°\text{C}$ und $elr = 50\,\%$). Für diese Simulation betragen die Druckdifferenzen $\Delta p_{HotAir} = 7999\,\text{Pa}$ und $\Delta p_{ReturnAir} = 5089\,\text{Pa}$, d.h. das 7,5- bzw. 1,8-fache der Auslegungswerte. In einem ersten Schritt (Simulation *Z51*) werden nur die Druckverlustbeiwerte der Heißluft mit einem beliebig gewählten Faktor von 0,25 modifiziert. Bei dem zweiten Simulation *Z52* wird versucht die Auslegungswerte zu erreichen, indem die Skalierungsfaktoren basierend auf den Druckdifferenzen der Ausgangssimulation errechnet werden. Für die Heißluft ist der berechnete Faktor 0,132 und für die Rückführluft 0,565. Die dritte Simulation *Z53* nutzt die Simulation *Z21* (Tab. 4.9) als Startwert. Die Anpassungen der Druckverlustbeiwerte, die bei dieser vorherigen Simulation zu einer Verbesserung des Wirkungsgrad geführt hatten, hatten auch zu Änderungen der Druckdifferenzen geführt. Die Simulation *Z53* soll daher zeigen, dass die Wirkungsgradsteigerung auch bei etwa gleichbleibenden Gebläsedrücken erreicht werden kann. Daher werden die Druckverlustbeiwerte der Simulation *Z21* für die neue Simulation *Z53* mit einem Faktor von 0,889 für die Heißluft und von 0,452 für die Rückführluft angepasst, so sollten sich wieder die Druckdifferenzen der Ausgangssimulation *Basis* einstellen.

Tabelle 4.14: Vergleich der Druckdifferenzen für Heiß- und Rückführluft

Name	$\boldsymbol{\Delta p_{HA}}$ **[Pa]**	$\frac{\Delta p_{HA}}{\Delta p_{HA,Design}}[-]$	$\boldsymbol{\Delta p_{RA}}$ **[Pa]**	$\frac{\Delta p_{RA}}{\Delta p_{RA,Design}}[-]$
Design	1056	100 %	2876	100 %
Basis	7999	757 %	5089	177 %
Z51	2017	191 %	5423	189 %
Z52	1079	102 %	3143	109 %
Z21	8995	852 %	11255	391 %
Z53	7998	757 %	5181	180 %

In Tabelle 4.13 werden die Ergebnisse der neuen drei Simulationen gezeigt und in Tabelle 4.14 sind die Druckdifferenzen bezogen auf den Umgebungsdruck für alle Simulationen aufgeführt. Aus letzterer wird ersichtlich, dass die Skalierung der Druckverlustbeiwerte nahezu den gewünschten Effekt hat. Bei der Simulation *Z51* beträgt die Druckdifferenz der Heißluft mit 2017 Pa im Vergleich zur Simulation *Basis* nur noch minimal mehr als ein Viertel des Ausgangswertes passend zu dem angewendeten Skalierungsfaktor. Die Auslegungswerte werden in der Simulation *Z52* bis auf 2 % Abweichung für die Heißluft und 9 % für die Rückführluft erreicht. Ebenso war die Normierung der Beiwerteanpassungen der Simulation *Z21* erfolgreich, wie Simulation *Z53* zeigt, denn diese weist wieder nahezu die gleichen Druckdifferenzen wie die Ausgangssimulation *Basis* auf. Aus Tabelle 4.13 wird ersichtlich, dass der Receiver von

den konstanten Anpassungen der Druckverlustbeiwerte kaum beeinflusst wird. Lediglich die Abstrahlung sinkt von Simulation *Basis* zu Simulation *Z52* um 0,3 MW, der Heißluftmassenstrom steigt um 0,4 $\frac{\text{kg}}{\text{s}}$ und der Wirkungsgrad um 0,2 Prozentpunkte. Die Erklärung der Restabweichungen und der leichten Beeinflussung des Receiververhaltens ist am wahrscheinlichsten auf die Berechnung der Druckdifferenzen und der Skalierungsfaktoren zurückzuführen. Für die Bestimmung der Druckdifferenzen wurden die Gebläsedrücke auf den Umgebungsdruck $p_{Umg} = 100\,\text{kPa}$ bezogen, für die Berechnung der Geschwindigkeit (Gl. 2.14) werden jedoch die individuellen Drücke p_k der Oberflächenelemente genutzt. Bei der Simulation *Basis* schwankte dieser Druck auf den Heißluftzellen zwischen 98,3 kPa und 101,7 kPa und entsprach im Mittel aber p_{Umg}. Auf den Rückführluftzellen traten Werte von 99,2 kPa und bis 101,5 kPa bei einem Mittelwert von 100,05 kPa auf. Durch die Skalierung der Druckverlustbeiwerte ändert sich p_k ggf. auch leicht und summiert über die große Receiverfläche, können die Abweichung von p_{Umg} dafür sorgen, dass die Skalierung der Druckdifferenzen nicht perfekt funktioniert. Durch eine konstante Skalierung der Druckverlustbeiwerte ist es also sehr gut möglich gewünschte Druckdifferenzen zu erreichen, ohne die Effizienz des Receivers signifikant zu beeinflussen. So kann die von dem Gebläse aufzubringenden Leistung deutlich gesenkt werden. Um die Druckdifferenzen der Auslegung für das Referenzkraftwerk zu realisieren, sind jedoch sehr starke Reduzierungen der Druckverlustbeiwerte, insbesondere für die Heißluft, notwendig. Daher müsste überprüft werden, inwiefern dies konstruktiv umsetzbar ist. Ein Teil der notwendigen Reduktion ist aber auf die verwendeten Luftdichten bei der ursprünglichen Beiwerteberechnung (Gl. 2.12 und 2.13) zurückzuführen (Anhang C), d.h. in der Realität können die gewünschte Druckdifferenzen sehr wahrscheinlich mit geringeren Änderungen der Beiwerte erreicht werden. Außerdem müsste auch ein Mittelwert für die Anpassung gefunden werden, da die hier angewendeten Skalierungsfaktoren spezifisch für den simulierten Betriebspunkt (Einstrahlung und Temperaturen) berechnet wurden. Als Normierung für die anderen beschriebenen Anpassungen der Druckverlustbeiwerte der Heißluft eignet sich die Skalierung jedoch. Auf der anderen Seite wurden die Druckdifferenzen für kleinere Massenströme festgelegt, sodass bei den auftretenden größeren Massenströmen auch größere Druckdifferenzen akzeptabel sein können.

4.4 Reales Teillastverhalten und Abschalten von Absorbermodulen

Für die Berechnung des Receiverkennfeldes wurden Teillastfälle modelliert, indem die für Volllast mit STRAL berechnete Flussdichteverteilung mit einem konstanten Faktor skaliert wurde, sodass die integrale Einstrahlung dem gewünschten prozentualen Anteil der Volllasteinstrahlung entsprach. In der Realität verändert sich aber nicht nur die Stärke der Flussdichten, sondern auch die Verteilung auf der Receiveroberfläche. Der Einfluss einer geänderten Verteilung wird anhand zweier Testfälle in diesem Abschnitt angeschaut, bevor das Abschalten von Absorbermodulen als Möglichkeit zur Verbesserung des Receivers diskutiert wird.

4.4.1 Reales Teillastverhalten

Zur Untersuchung des realen Teillastverhaltens wurden zwei weitere Flussdichteverteilungen, einmal für zwei Stunden nach Solar Noon und einmal für vier Stunden nach Solar Noon, mit STRAL berechnet.[8] Solar Noon bezeichnet den standort- und jahreszeitabhängigen Tageszeitpunkt an die Sonne ihren Höchststand erreicht. Die bislang genutzte Volllast-Flussdichteverteilung wurde für Solar Noon berechnet. Die neuen Flussdichteverteilungen ergeben integriert über die Receiverfläche eine Einstrahlleistung $\dot{Q}_I = 118{,}530\,\text{MW}$ für zwei Stunden nach Solar Noon und $\dot{Q}_I = 79{,}610\,\text{MW}$ für vier Stunden nach Solar Noon. Bezogen auf die Volllastleistung von 125,188 MW ergibt dies ein Einstrahlverhältnis $\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ von 95 % und 64 %. In der Abbildung 4.13 wird die Flussdichteverteilung für zwei Stunden nach Solar

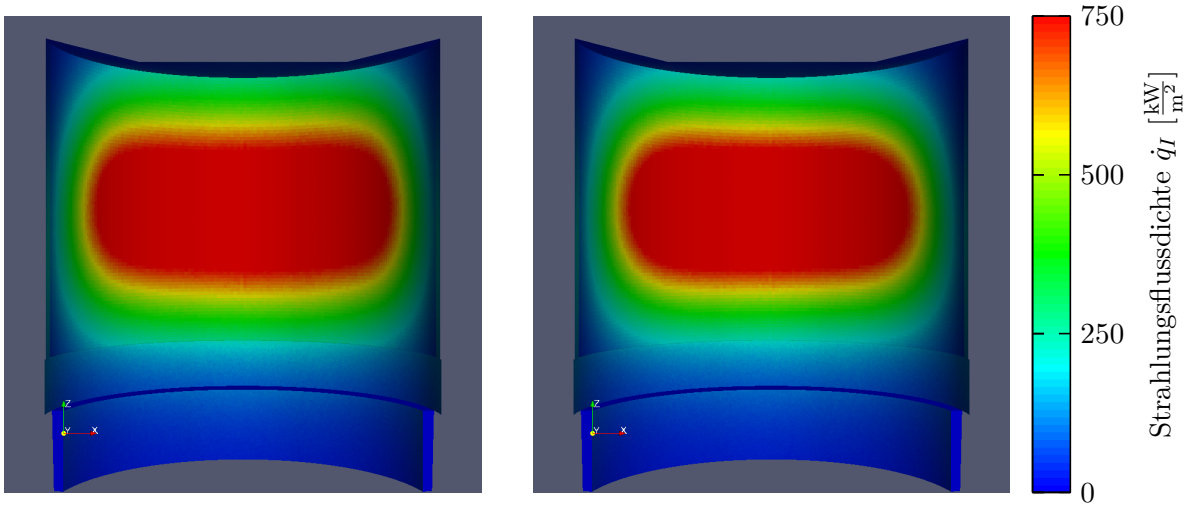

Abbildung 4.13: Verteilung der Einstrahlungsflussdichte aus dem Heliostatfeld $\dot{q}_I$ und der Spillagestrahlung $\dot{q}_{Sp}$ für Vollast (links) und zwei Stunden nach Solar Noon (rechts)

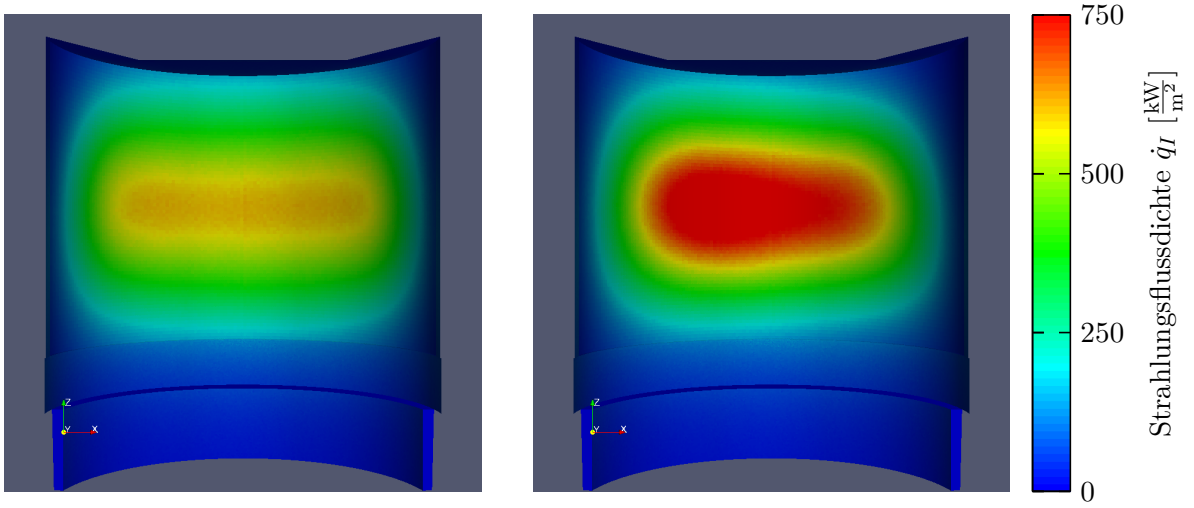

Abbildung 4.14: Verteilung der Einstrahlungsflussdichte aus dem Heliostatfeld $\dot{q}_I$ und der Spillagestrahlung $\dot{q}_{Sp}$ für 60 % Einstrahlung (links) und vier Stunden nach Solar Noon (rechts)

Noon mit der Verteilung für Volllast verglichen, während die Abbildung 4.14 die Verteilung für vier Stunden nach Solar Noon der auf 60 % skalierten Volllastverteilung, die für die Teillastfälle der Kennfeldsimulationen verwendet wurde, gegenüber stellt. Mit den neuen Flussdichteverteilungen wird jeweils eine Simulation durchgeführt. Als Temperaturen werden 670 °C für die Heiß- und 270 °C für die Rückführluft gewählt, um die Kennfeldsimulationen *KF01* und *KF03* zum Vergleich heranziehen zu können. Der Anteil der extern ausgeblasenen Luft wird wie für das Receiverkennfeld mittels Gleichung 3.1 bestimmt. So ergibt sich ein Anteil von 47,4 % für zwei Stunden nach Solar Noon und ein Anteil von 21,9 % für vier Stunden nach Solar Noon. Wie auch aus den beiden Abbildungen zu erkennen ist wird mit Streustrahlung auf die Nebenflächen gerechnet. Die Verteilung der Spillagestrahlung wurden jedoch nicht neu mit STRAL berechnet, sondern die Flussdichteverteilung auf 95 % und 64 % der Volllastwerte (Tab. 2.5) skaliert. Dies führt integriert über die Receiverfläche zu $\dot{Q}_{Sp} = 13{,}664\,\mathrm{MW}$ für zwei Stunden nach Solar Noon und $\dot{Q}_{Sp} = 8{,}745\,\mathrm{MW}$ für vier Stunden nach Solar Noon.

Die Ergebnisse für die realen Teillastverteilungen in Tabelle 4.15 spiegeln größtenteils die im Rahmen des Receiverkennfeldes (Abschn. 3.3) diskutierten Effekte wieder. Der Heißluftmassenstrom sinkt mit der Einstrahlung, während der Rückführluftmassenstrom durch die für diese Temperaturen ausgelegte Vorgabe an den ELR-Anteil nahe an dem Zielwert von $120\,\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{s}}$ gehalten wird. Die Rückführraten ändern sich zwischen den beiden hohen Einstrahlungen nur gering und zwischen vier Stunden nach Solar Noon und 60 % Einstrahlung mit 1,3 Prozentpunkten deutlicher. Letzteres wird durch die größere relative Änderung des Heißluftmassenstromes hervorgerufen (vgl. Abb. 3.4). Die integrale Abstrahlung $\dot{Q}_{rad}$ unterscheidet sich jedoch für die beiden Simulationen nach Solar Noon von den Ergebnissen des Kennfeldes. Bei den Simulationen des Kennfeldes fiel die Abstrahlung mit der Einstrahlung aus dem Heliostatfeld $\dot{Q}_I$, jedoch langsamer, sodass sie relativ gesehen zur Einstrahlung sogar anstieg. Für zwei Stunden nach Solar Noon ist $\dot{Q}_{rad}$ zwar niedriger als bei Vollast, bezogen auf die jeweilige Einstrahlung liegt der abgestrahlte Anteil aber bei beiden bei 15 %. Obwohl das Verhältnis $\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ für vier Stunden nach Solar Noon um vier Prozentpunkte größer ist als bei der Vergleichssimulation *KF03*, ist die Abstrahlung hingegen um 0,9 MW niedriger. Abbildung 4.15 zeigt, dass neben den integralen Unterschieden sich auch die Verteilung der Abstrahlung über die Receiverfläche ändert. Zu sehen ist die aus der Abstrahlung berechneten Strahlungstemperatur T_{rad} (Gl. 2.38) für die Kennfeldsimulation *KF03* mit 60 % Einstrahlung im Vergleich zur Simulation *TL02* für die Einstrahlung vier Stunden nach Solar Noon. Ähnlich wie bei den Flussdichteverteilungen in Abbildung 4.14 ist die Verteilung von T_{rad} für die skalierte Einstrahlung symmetrisch aufgebaut. Für vier Stunden nach Solar Noon ist dagegen ein Maximum auf der westlichen Receiverhälfte zu sehen, wo auch das Maximum der Einstrahlung liegt. Außerhalb des maximalen Bereiches, insbesondere auf der östlichen Receiverseite und unterhalb des Cavity-Daches fällt die Abstrahlung deutlich niedriger aus. Ähnlich wie bei den Anpassungen der ζ_{HotAir} (Abb. 4.9) überwiegt hier die flächenmäßige Konzentration der Abstrahlung gegenüber den lokal hohen Strahlungstemperaturen und die integrale Abstrahlung fällt. Die geringere Abstrahlung erklärt den leicht verbesserten Wirkungsgrad von 84,5 % für zwei Stunden nach Solar Noon im Vergleich zur Volllast. Die in Abschnitt 3.3.1 durchgeführte Regression errechnet für die simulierten Temperaturen einen Wirkungsgrad von $\eta_R = 84{,}8\,\%$ bei 95 % Einstrahlung und

Tabelle 4.15: Simulationsergebnisse für reale Teillast-Einstrahlung

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [–]	elr [–]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [–]	ARR_{ELR} [–]	ARR_{Tot} [–]	η [–]
KF01	100 %	50,0 %	670	270	242,7	121,4	88580,3	106787,4	134549,0	19144,8	105493,1	85,5 %	84,2 %	84,8 %	84,3 %
TL01	95 %	47,4 %	670	270	230,4	121,2	89698,4	106800,9	127280,8	17778,0	100117,0	85,3 %	84,3 %	84,9 %	84,5 %
TL02	64 %	21,9 %	670	270	150,2	117,3	95591,4	106665,6	86214,2	13825,5	65259,9	82,4 %	86,3 %	83,3 %	82,0 %
KF03	60 %	16,7 %	670	270	138,6	115,5	96239,0	106558,4	82129,8	14691,1	60241,6	81,0 %	87,2 %	82,0 %	80,2 %

Tabelle 4.16: Simulationsergebnisse für das Abschalten von Absorbermodulen

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}}$ [–]	elr [–]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [–]	ARR_{ELR} [–]	ARR_{Tot} [–]	η [–]
TL11	50 %	0,0 %	670	270	106,7	106,7	97812,6	105689,9	66631,0	12824,0	46348,6	75,9 %	–	75,9 %	74,0 %
TL12	50 %	0,0 %	670	270	103,2	103,2	97955,5	105333,7	67403,1	15104,2	45018,6	75,7 %	–	75,7 %	71,9 %
TL13	50 %	0,0 %	670	270	106,4	106,4	97442,3	106468,2	66925,1	13672,6	46293,4	78,0 %	–	78,0 %	74,0 %
TL14	50 %	0,0 %	670	270	101,7	101,7	97179,2	107112,0	67646,5	16090,4	44217,5	76,8 %	–	76,8 %	70,6 %

η_R = 81,2 % bei 64 % Einstrahlung. Damit wird der Wirkungsgrad für zwei Stunden nach Solar Noon um 0,3 Prozentpunkte über- und der für vier Stunden nach Solar Noon um 0,8 Prozentpunkte unterschätzt. Letzteres deutet an, dass sehr wahrscheinlich durch die skalierten Flussdichteverteilungen, die für das Receiverkennfeld genutzt wurden, die Strahlungsverluste für niedrigere Teillasten überschätzt werden. Damit würde die Regression des Wirkungsgrads, die im weiteren Rahmen des Projektes VORWAiRTS für Ertragsberechnungen verwendet werden wird, eine konservative Approximation darstellen.

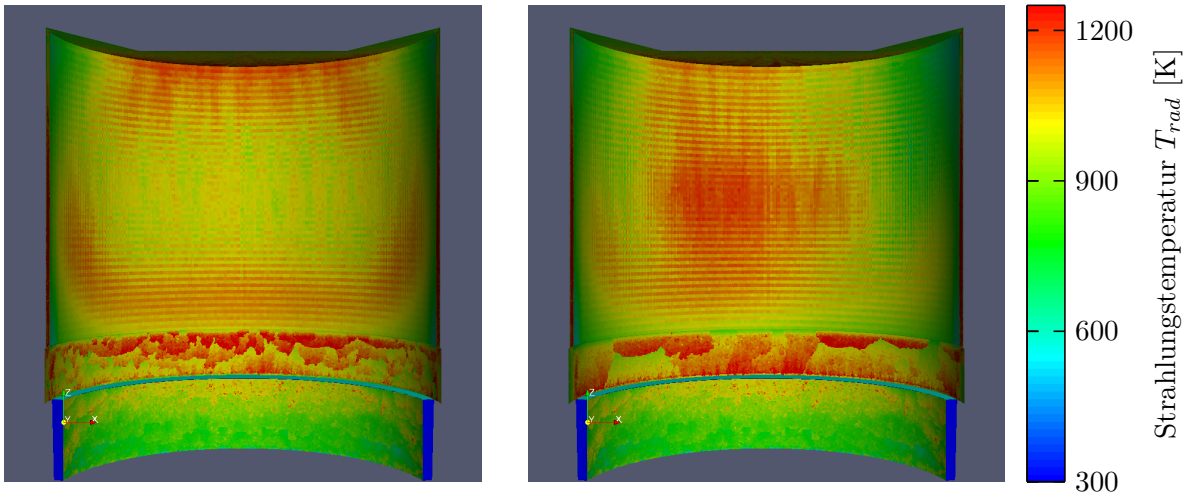

Abbildung 4.15: Verteilung der Strahlungstemperatur T_{rad} auf der Receiveroberfläche für die Simulation *KF03* (links) und für die Simulation *TL02* (rechts)

4.4.2 Abschalten von Absorbermodulen

Aus den mehr als 11500 Absorbermodulen (Abb. 2.2) können einzelne Module auf zwei Arten deaktiviert werden. Die erste Möglichkeit ist, die Blende des einzelnen Absorbermoduls, deren Stellung bislang durch die Druckverlustbeiwerte der Heißluft modelliert wurde, zu schließen. Dieses Schließen müsste aber beim Einsetzten der Module erfolgen und wäre damit eine permanente Abschaltung. Die zweite Möglichkeit nutzt die Blenden der sogenannten Subreceiver. Die Absorbermodule werden in den gesamten Receiver in größeren Gruppen eingesetzt, den Subreceivern. Die Heißluftmassenströme der Absorbermodule werden erst für jeden Subreceiver und dann für den gesamten Receiver gesammelt. Dabei besitzt jeder Subreceiver eine Blende, die im Betrieb gesteuert werden kann und alle Absorbermodule des Subreceivers gleichermaßen beeinflusst.

Die permanente Abschaltung von Absorbermodulen wurde am DLR bereits für frühere Kraftwerke untersucht. Hierbei wurden Module deaktiviert, die auch bei voller Einstrahlung nur von einer Strahlung unterhalb eines gewissen Grenzwertes bestrahlt werden. Damit sind insbesondere Module am Rand oder in Ecken von Receivern betroffen. Die besten Ergebnisse wurden für Grenzwerte um 50 $\frac{\mathrm{kW}}{\mathrm{m}^2}$ erzielt.[8] Angewendet auf die Flussdichteverteilung bei Volllast (Abb. 2.5) für den Hauptreceiver des Referenzkraftwerkes würden jedoch bei einem Grenzwert von 50 $\frac{\mathrm{kW}}{\mathrm{m}^2}$ nur 0,8 % der Absorbermodule abgeschaltet werden. Wird nicht nur die Einstrahlung aus dem Heliostatfeld $\dot{Q}_I$, sondern die gesamte Einstrahlung auf die Receiverfläche $\dot{Q}_{Ir}$ (vgl.

Abschn. 4.1) berücksichtigt, sinkt die Zahl der deaktivierten Module noch einmal deutlich. Damit kann keine signifikante Auswirkung auf den Receiver erwarten werden und nur die zweite Möglichkeit, das Abschalten von Subreceivern, wird weiter untersucht. Das Abschalten von Subreceivern, das während des Betriebes möglich ist, ist insbesondere für Teillastfälle, bei denen die Einstrahlung asymmetrisch auf eine Seite einfällt, interessant. Denn in diesen Fällen ist es möglich, dass gesamte Subreceiver nur mit einer geringen Flussdichte bestrahlt werden. Daher wird das Abschalten anhand einer künstlich erzeugten Strahlungsverteilung untersucht. Die mit STRAL berechnete und für das Kennfeld genutzte Volllastverteilung wird auf die östlichen fünf Sechstel der Receiverfläche horizontal zusammengestaucht und anschließend so skaliert, dass die integrale Einstrahlung mit 62,6 MW dem Fall der 50 % Einstrahlung aus den Receiverkennfeld entspricht. Die beiden Verteilungen sind in Abbildung 4.16 gegenüber gestellt. Die Breite eines Subreceivers entspricht einem Zwölftel der gesamten Breite des Hauptreceivers, damit werden durch die gestauchte Flussdichteverteilungen genau zwei vertikale Reihen an Subreceivern, auch Receiversegmente genannt, nicht von dem Heliostatfeld bestrahlt.[8] Um den Receiver mit abgeschalteten Absorbermodulen simulieren zu können,

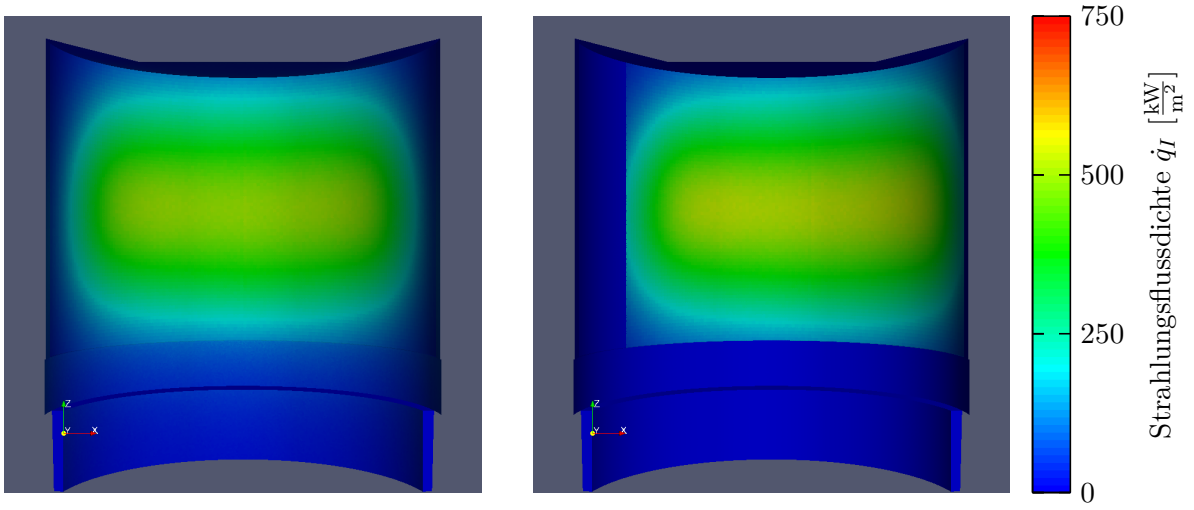

Abbildung 4.16: Verteilung der Einstrahlungsflussdichte aus dem Heliostatfeld $\dot{q}_I$ auf der Receiveroberfläche für 50 % Einstrahlung (links) und künstliche Teillast (rechts)

wurden die OpenFOAM-Randbedingungen entsprechend erweitert. In neuen Temperatur- und Geschwindigkeitsrandbedingungen für den Absorber wird über ein neues Feld vorgegeben, welche Absorbermodule aktiviert bzw. deaktiviert sind. Da die eigentlichen Absorbermodule nicht aufgelöst werden, werden immer gesamte Zell-Agglomerate (2.2.1) aktiviert bzw. deaktiviert. Auf den aktivierten Zellen werden unverändert die in Abschnitt 2.4 vorgestellten Gleichungen angewendet. Auf den deaktivierten Zellen wird eine Nullgeschwindigkeit gesetzt und für die Temperatur werden die von der *sfWallRadiationTemperatur*-Randbedingung (Gl. 2.39 ff.) übernommenen Gleichungen gelöst. Da Teile der Receiveroberfläche durch das Deaktivieren einer Wandrandbedingung entsprechen, wurden außerdem die Randbedingungen des Turbulenzmodells auf *inletOutlet* geändert. Tabelle 4.17 fasst die geänderten Randbedingungen auf der Absoberfläche zusammen. Als Temperaturen werden für die durchgeführten Simulationen 670 °C für die Heiß- und 270 °C für die Rückführluft gewählt, die externe Luftrückführung wur-

Tabelle 4.17: Geänderte Randbedingungen auf dem Patch *absorber* für die Simulationen mit deaktivierten Absorbermodulen

Feld	bisherige Randbedingung	neue Randbedingung
k	*turbulentIntensity-KineticEnergyInlet*	*inletOutlet*
omega	*turbulentMixing-LengthFrequencyInlet*	*inletOutlet*
T	*sfHiTRecTemperature*	*sfHiTRecTemperature-WDeactivation*
U	*sfHiTRecVelocity-TemperatureRegulated*	*sfHiTRecVelocity-TemperatureRegulated-WDeactivation*

de bei 50 % integraler Einstrahlung gemäß Gleichung 3.1 deaktiviert. Für alle vier Simulationen werden die unveränderten Druckverlustbeiwerte-Verteilungen (Abb. 2.7) genutzt. Außerdem wird ohne Spillagestrahlung gerechnet, da die Flussdichteverteilung der Spillagestrahlung nicht zu der künstlich gestauchten Einstrahlung passt. Aufgrund der nicht berücksichtigten Spillagestrahlung wird zunächst eine Simulationen (Name *TL11*) mit der 50 % Flussdichteverteilung gerechnet, damit entspricht diese Simulation der Kennfeldsimulation *KF04* bis auf die fehlende Spillagestrahlung. Als nächstes wird mit der künstlichen Teillastverteilung eine Simulation mit komplett aktiviertem Receiver (*TL12*) und dann zwei Simulationen mit teilweise deaktiviertem Receiver (*TL13* und *TL14*) durchgeführt. Für die erste Simulation mit deaktivierten Absorbermodulen (*TL13*) wird das westliche Sechstel der Receiverfläche deaktivert, d.h. genau die zwei nicht bestrahlten vertikalen Reihen an Subreceivern. Bei der zweiten Variante (*TL14*) wird ein weiteres Receiversegment mit seinen Subreceiver deaktivert, somit sind für diese Simulation die westlichen drei Zwölftel der Receiverfläche abgeschaltet. Abbildung 4.17 stellt die Verteilung der deaktivierten Absorbermodule gegenüber.

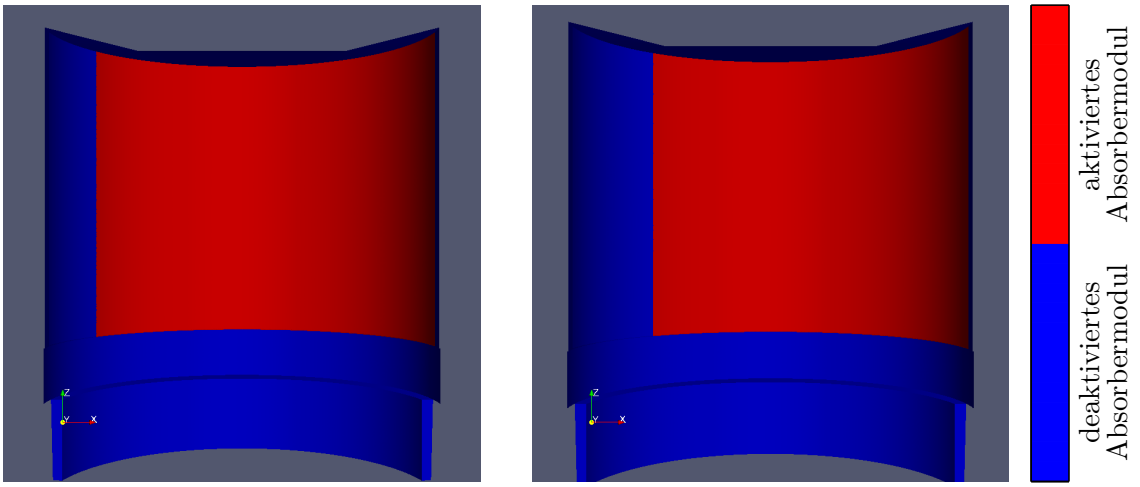

Abbildung 4.17: Aktivierte und deaktivierte Absorbermodule für die Simulation *TL13* (links) und für die Simulation *TL14* (rechts)

Tabelle 4.16 zeigt die Ergebnisse für die vier Simulationen. Der Wirkungsgrad der ersten Simu-

lation ohne Spillagestrahlung (*TL11*) liegt mit 74,0 % um 2,9 Prozentpunkte unter der Kennfeldsimulation mit Spillagestrahlung (*KF04*). Durch die künstliche Einstrahlungsverteilung (*TL12*) sinkt der Wirkungsgrad um weitere 2,1 Prozentpunkte auf 71,9 %. Das Abschalten der Absorbermodule nach Variante 1 (*TL13*) führt aber wieder zu einem Anstieg des Wirkungsgrad auf 74,0 %, während die zweite Variante (*TL14*) mit 70,6 % den kleinsten Wirkungsrad aufweist. Die Einstrahlung auf die Receiverfläche $\dot{Q}_{Ir}$ und die Abstrahlung des Receivers $\dot{Q}_{rad}$ steigen für die künstlich verschobene Einstrahlung und für das Abschalten von Absorbermodulen an, letztere um bis zu 3,3 MW. Die Massenströme und damit auch die Gebläsedrücke ändern sich nicht signifikant, während die Luftrückführrate sich mit dem Abschalten der Module um bis zu 2,3 Prozentpunkte verbessert.

Der Einfluss der verschobenen Einstrahlung auf den Wirkungsgrad erklärt sich durch die Verteilung der Temperatur $T_{HotAir,r}$, mit der die Heißluft aus der Receiverrückseite austritt. Im Massenstrom-gewichteten Mittel ergibt diese Temperatur aufgrund der Receiverregelung die Zieltemperatur $T_{HotAir,Soll}$, vor dem Mischen im Sammelrohr variiert sie jedoch über die Absorbermodule. Durch die fehlende Einstrahlung auf den beiden westlichsten Receiversegmenten können bei der Simulation *TL12* dort die Massenströme nicht auf die Zieltemperatur erhitzt werden. Um nach dem Mischen die Zieltemperatur zu erreichen muss daher an anderen Stellen die Luft über die Zieltemperatur erhitzt werden. Gleichzeitig ist die Massenstromverteilung über die Receiverfläche aber durch die Druckverlustbeiwerte vorgegeben, die für die zentrale Einstrahlung ausgelegt sind (Abschn. 2.4.1). In Folge tritt vor allem im östlichen Bereich

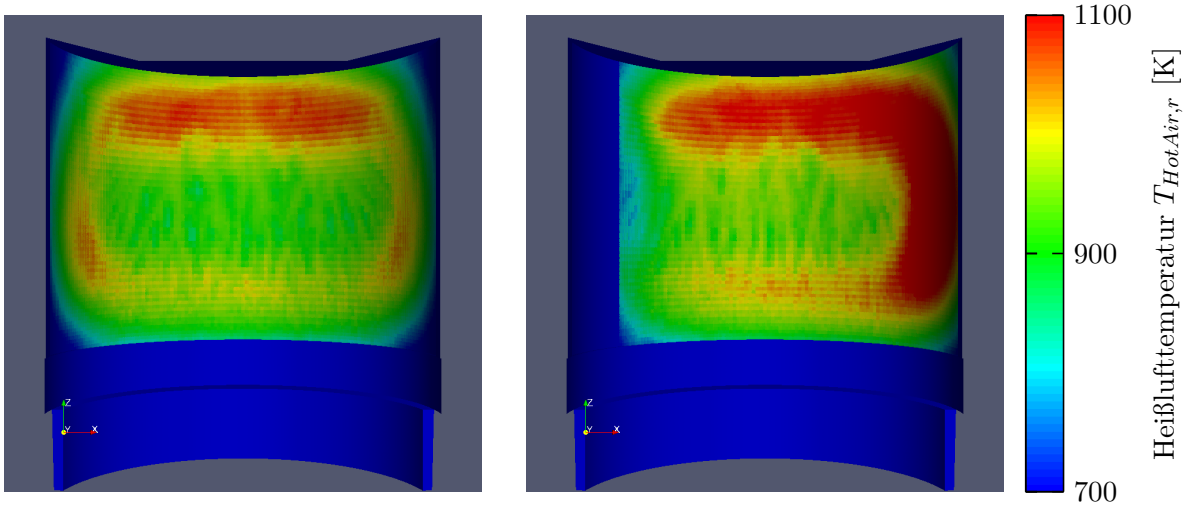

Abbildung 4.18: Verteilung der Heißlufttemperatur $T_{HotAir,r}$ auf der Receiverrückseite für die Simulation *TL11* (links) und für die Simulation *TL12* (rechts)

(Abb. 4.18) eine erhöhte Heißlufttemperatur auf. Dies stellt den gegenläufigen Effekt zu den Verbesserungen des OVR aus Abschnitt 4.3.2 dar und überhöhte Lufttemperaturen führen im Allgemeinen auch zu höheren Temperaturen des Receivers. Hierdurch steigt die Abstrahlung und der Wirkungsgrad fällt für Simulation *TL12* gegenüber *TL11*. Mit den abgeschalteten Absorbermodulen bei der Simulation *TL13* sind das Maximum der Einstrahlung und das der Massenstromverteilung immer noch zueinander verschoben. Jedoch fallen die kalten Massenströme durch die nicht bestrahlten westlichen Segemente weg und diese müssen nicht mehr

bei Mischen durch die anderen Massenströme ausgeglichen werden. Als Folge steigt die Luftleistung und der Wirkungsgrad für *TL13* wieder an. Bei der zweiten Variante, der Simulation *TL14*, werden mit den drei westlichsten Segmenten zu viele Absorbermodule abgeschaltet, da das zusätzlich abgeschaltete Segment im Gegensatz zu den anderen beiden bestrahlt wird. Die Einstrahlung auf dieses Segment wird durch das Abschalten verschwendet und der Wirkungsgrad fällt schlechter aus. Die Verbesserung der ARR entsteht durch die im Mittel höheren Massenströme durch den Receiver für die Simulationen *TL13* und *TL14*. Jedoch wird die Luftrückführrate für diese beiden Simulationen sehr wahrscheinlich überschätzt, da in der neuen Randbedingung des Receivers (Tab. 4.17) auch die ILR auf den westlichen Segmenten deaktiviert wird, die Blenden der Subreceiver aber in der Realität nur die Heißluft kontrollieren. Das Abschalten von Subreceivern bei geringer Einstrahlung kann wie die Simulationen gezeigt haben zu einer Verbesserung des Receiverwirkungsgrades bei einseitigen Einstrahlungsverhältnissen führen. Um dies im Betrieb des Kraftwerks effektiv anzuwenden, muss jedoch die Einstrahlungsverteilung auf der Receiveroberfläche möglichst genau bekannt sein. Wird ein zu großer Teil deaktiviert, kommt es nur zu einer geringeren Steigerung des Wirkungsgrades oder gegebenenfalls sogar zu einer Verschlechterung. Bei der hier genutzten künstlichen Flussdichteverteilung wurden komplette Subreceiver nicht vom Heliostatfeld bestrahlt. Realistischer sind jedoch auch bei geringen Einstrahlungen schwankende Flussdichten über die Fläche der Subreceiver, welche nur als Ganzes deaktiviert werden können. Für eine mögliche Anwendung muss daher zunächst die Frage nach einem Grenzwert, ab dem ein Subreceiver abgeschaltet wird, und wie dieser bestimmt wird geklärt werden.

4.5 Simulationen mit drei Receivern und Windeinfluss

Bislang wurden alle Untersuchungen nur für den nach Süden geöffneten Hauptreceiver des Referenzkraftwerkes durchgeführt. In diesem Abschnitt wird die CFD-Simulation auf alle drei OVR erweitert und dann der Einfluss von Wind auf das Receiververhalten untersucht.

4.5.1 Erweiterung auf drei Receiver

Für die neuen Simulationen wurden zwei unterschiedlich feine Rechengitter mit Ansys erstellt, die neben dem Hauptreceiver auch die beiden nach Nordosten und Nordwesten geöffneten Nebenreceiver enthalten. Außerdem wurde das Rechengebiet für die Simulationen mit Wind nach außen vergrößert, die quaderförmige Grenze zur Umgebung hat nun eine horizontale Länge von jeweils 200 m zentriert um den Solarturm. Nach oben umfasst das Rechengebiet etwa 45 m oberhalb des Turms und die gesamte Höhe beträgt 130 m. Damit werden die oberen 85 m des Turmkraftwerks, das insgesamt 200 m hoch ist, abgebildet.
Die Simulationen mit drei Receivern werden ohne das Strahlungsmodell durchgeführt, da bei früheren Arbeiten am DLR Probleme mit der Berechnungen der Einstrahlzahlen auftraten, wenn Flächen am Strahlungsaustausch teilnahmen, die sich gegenseitig nicht sehen.[8]

Durch das Rechnen ohne Strahlungsmodell werden außerdem die *sfWallRadiationTemperature*-Randbedingungen (Tab. 2.3-2.4) durch einfache *zeroGradient*-Bedingungen ersetzt. Die Einstrahlung aus dem Heliostatfeld auf die beiden Nebenreceiver wurde genau wie für den Hauptreceiver mit STRAL berechnet (Abschn. 2.4.1). Die Einstrahlung auf die Nebenflächen, die Spillageleistung, wird ohne das Strahlungsmodell nicht berücksichtigt. Die beiden neuen Flussdichteverteilungen sind in Abbildung 4.19 dargestellt und integriert über die Receiverflächen beträgt die Einstrahlleistung jeweils $\dot{Q}_I = 80{,}4\,\mathrm{MW}$. Ebenso wurde mit STRAL die Massenstromverteilung für die Nebenreceiver ausgelegt und für die CFD-Simulationen in Druckverlustbeiwerte umgerechnet. Hierbei wurden aber trotz der geringeren Massenströme die gleichen Druckdifferenzen angesetzt (vgl. Gl. 2.3-2.4). So soll ermöglicht werden, dass die Heißluftströme hinter den drei Receivern ohne Druckausgleich zusammengeführt werden können.

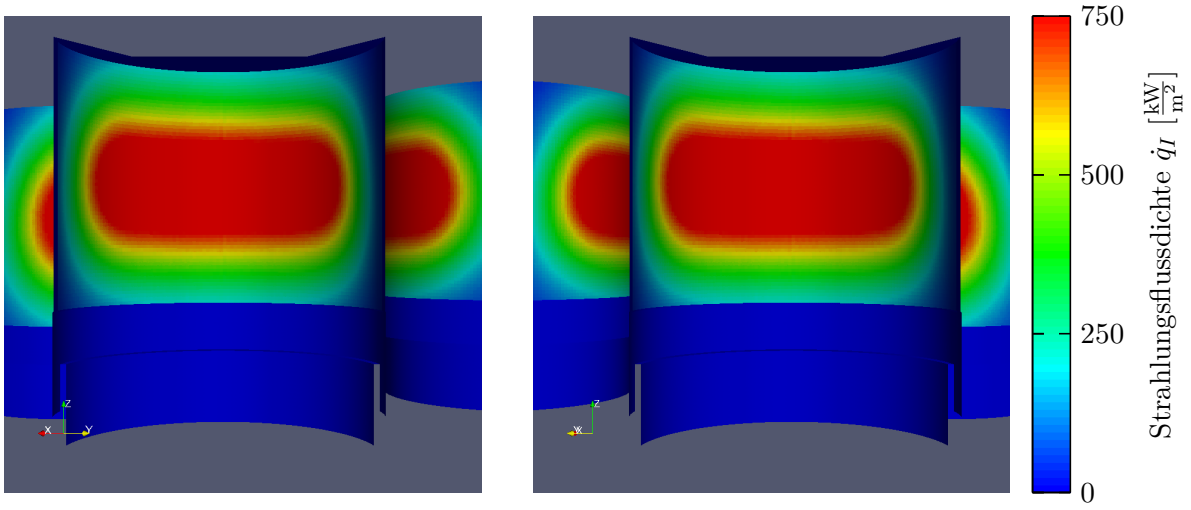

Abbildung 4.19: Verteilung der Einstrahlungsflussdichte aus dem Heliostatfeld $\dot{q}_I$ für die Nebenreceiver, Nordost (links) und Nordwest (rechts)

Das feinere der beiden neuen Rechengitter nutzt die gleichen Elementgrößen wie das Rechennetz, das für die Hauptreceiversimulationen genutzt wurde. Durch die größere Geometrie steigt die Gesamtanzahl an Tetraederelementen jedoch von 10,5 Millionen auf 19,6 Millionen. Das zweite Mesh für die Simulationen mit den drei Receivern ist gröber und besitzt nur 8,3 Millionen Elemente. Eine Gitterstudie (vgl. Abschn. 2.2.2) wird in Form je einer Simulation mit den neuen Recherngittern durchgeführt. Als Vergleich dient die Hauptreceiversimulation mit der Bezeichung *Str1* aus Abschnitt 4.1, die auch ohne das Strahlungsmodell gerechnet wurde. Hierdurch ist der simulierte Betriebspunkt festgelegt: $\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}} = 100\,\%$, $T_{HotAir,Soll} = 650\,°\mathrm{C}$, $T_{ReturnAir,r} = 180\,°\mathrm{C}$ und $elr = 50\,\%$. Tabelle 4.18 listet für die Gitterstudie und die Vergleichssimulation den Wirkungsgrad und die totale Luftrückführrate auf. Das Ergebnis für den südlichen Hauptreceiver unterscheidet sich zwischen dem neuen, groben Rechengitter und der Vergleichssimulation nur minimal. Zwischen den neuen Rechengittern ändert sich der Wirkungsgrad maximal um 0,4 Prozentpunkte und die Luftrückführrate maximal um 1,5 Prozentpunkte. Damit ist dies vergleichbar zu den Ergebnissen der Gitterstudie für die Rechengitter mit nur dem Hauptreceiver in Kapitel 2.2.2. Die Rechendauer der Simulation auf dem groben

Tabelle 4.18: Ergebnisse der Gitterstudie (Simulationen mit 3 Receivern)

Netz	Anzahl Elemente	Receiver	ARR_{tot} [−]	η [−]
Mittel, Hauptreceiver	10,5 Millionen	Süd	85,0 %	82,0 %
Grob, 3 Receiver	8,3 Millionen	Süd	84,9 %	82,0 %
		Nordost	79,1 %	79,9 %
		Nordwest	78,9 %	79,9 %
Mittel, 3 Receiver	19,6 Millionen	Süd	85,8 %	82,3 %
		Nordost	80,6 %	80,3 %
		Nordwest	79,6 %	80,1 %

Mesh lag etwas unterhalb der Rechendauer der Hauptreceiversimulation, während die Simulation auf dem feinen Mesh mehr als doppelt so lange gebraucht hat. Daher werden die weiteren Rechnungen mit dem groben Rechengitter mit 8,3 Millionen Elementen durchgeführt. In Tabelle 4.19 sind für die vier Simulationen auch die Ergebnisse in dem Format aus Kapitel 3.2 aufgeführt. Ergänzt wurde das Tabellenformat um die Zeile *Rec.*, die über die Öffnungsrichtung kennzeichnet zu welchem Receiver die nachfolgenden Werte jeweils gehören.
Für die Simulationen der Gitterstudie liegen die Druckdifferenzen des Gebläses für alle drei Receiver deutlich über den Auslegungswerten (Abschn. 2.4.1). Damit sich eine durch Wind verursachte (absolute) Druckänderung möglichst korrekt auf die Receiver auswirkt, werden als Vorbereitung die Druckverlustbeiwerten modifiziert. Als erstes erfolgt nach dem Muster der Simulation *Z21* (Abschn. 4.3.3) eine Anpassung der Beiwerte ausgehend von der Simulation *W01*. Danach werden die Absolutwerte skaliert, um die Druckdifferenzen der drei Receiver näher an die Auslegungswerte zu bringen. Mit diesen neuen Druckverlustbeiwerten für die Heiß- und Rückführluft werden eine Simulation bei Volllast und eine bei 50 % Einstrahlung durchgeführt. Die Ergebnisse zeigt Tabelle 4.20. Für die vier Simulationen mit den drei Receivern weisen die beiden Nebenreceivern jeweils einen um etwa zwei Prozentpunkte schlechteren Wirkungsgrad als der südliche Hauptreceiver auf. Die Massenströme fallen entsprechend der geringeren Einstrahlung aus dem Heliostatfeld deutlich kleiner aus, die Gebläsedrücke der drei Receiver liegen jedoch nah beieinander. Nach der Anpassung liegen die Druckdifferenzen unter den Auslegungswerten, da bei der Berechnung der Skalierungsfaktoren für die Anpassung fälschlicherweise 101,325 kPa an Stelle von $p_{atm} = 100\,\text{kPa}$ als Referenzdruck genutzt wurde. Für Volllast sind die Unterschiede zu den Auslegungswerten aber nicht sehr groß und für Teillast fallen die Druckdifferenzen sowieso geringer aus (vgl. Abschn. 3.2). Ohne das Strahlungsmodell gleicht die gesamte Einstrahlung $\dot{Q}_{Ir}$ der Einstrahlung aus dem Heliostatfeld $\dot{Q}_I$. Die Abstrahlung der Nebenreceiver ist jedoch relativ gesehen etwas höher, zusammen mit dem Absinken des Wirkungsgrades ist dies auf die Luftrückführrate zurückzuführen. Die Luftrückführraten der Nebenreceiver liegen für die Simulationen der Gitterstudie und Simulation *W11*, d.h. die Simulationen bei Volllast, jeweils um die fünf Prozentpunkte unter der entsprechenden Rate des Hauptreceivers. Erklärt wird dies durch die Massenstromabhängigkeit der Luftrückführrate, wie sie in Kapitel 3.3.6 diskutiert wurde. Die Fläche des Hauptreceivers ist um etwa 40 % größer als die der Nebenreceiver und dem entsprechend sind die Heißluftmassenströme der Nebenreceiver deutlich kleiner. Betrieben werden die Receiver aber bei gleichen Tempera-

Tabelle 4.19: Simulationsergebnisse für die Gitterstudie mit drei Receivern

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Nenn}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	Rec.	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
Str1	100 %	50,0 %	650	180	S	203,3	101,7	93119,6	104479,2	125188,0	16508,9	102659,0	85,5 %	84,5 %	85,0 %	82,0 %
W01	100 %	50,0 %	650	180	S	203,4	101,7	93013,3	103693,8	125194,0	16396,4	102679,5	85,2 %	84,7 %	84,9 %	82,0 %
					NO	127,1	63,6	93313,8	103708,8	80393,4	10853,1	64212,0	79,3 %	78,5 %	78,9 %	79,9 %
					NW	127,2	63,6	93300,5	103704,0	80384,5	10851,1	64238,2	79,1 %	79,1 %	79,1 %	79,9 %
W02	100 %	50,0 %	650	180	S	204,1	102,1	93052,3	104432,5	125204,0	16445,9	103045,9	86,9 %	84,8 %	85,8 %	82,3 %
					NO	127,8	63,9	93300,0	104377,6	80391,0	10907,7	64545,3	81,1 %	80,0 %	80,6 %	80,3 %
					NW	127,4	63,7	93363,9	104359,4	80401,5	10893,9	64362,3	80,8 %	78,3 %	79,6 %	80,1 %

Tabelle 4.20: Simulationsergebnisse für die Vortests mit drei Receivern

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Nenn}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	Rec.	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
W11	100 %	50,0 %	650	180	S	206,8	103,4	99047,7	102243,3	125194,0	14958,5	104284,7	87,4 %	83,7 %	85,5 %	83,3 %
					NO	129,3	64,7	99109,3	102329,9	80384,5	9993,7	65229,7	82,0 %	77,9 %	80,0 %	81,1 %
					NW	129,3	64,7	99106,3	102348,4	80393,4	9980,4	65234,2	82,2 %	77,4 %	79,8 %	81,1 %
W12	50 %	0,0 %	650	180	S	94,7	94,7	99801,3	101838,7	62597,2	10664,9	47795,5	79,7 %	–	79,7 %	76,4 %
					NO	59,0	59,0	99815,6	101895,6	40193,8	7352,6	29771,2	78,1 %	–	78,1 %	74,1 %
					NW	59,0	59,0	99814,9	101907,2	40198,3	7310,5	29756,2	77,1 %	–	77,1 %	74,0 %

Tabelle 4.21: Simulationsergebnis für Teillast und Wind (5 $\frac{m}{s}$)

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Nenn}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	Rec.	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{kg}{s}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{kg}{s}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [kW_{th}]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
W5WTL	50 %	0,0 %	650	180	S	91,7	91,7	99826,2	101743,0	62597,2	10652,6	46296,4	73,4 %	–	73,4 %	74,0 %
					NO	58,8	58,8	99818,1	101885,8	40193,8	7327,2	29687,1	76,9 %	–	76,9 %	73,9 %
					NW	58,1	58,1	99835,6	101871,2	40198,3	7306,4	29331,6	73,9 %	–	73,9 %	73,0 %

turen, d.h. die Sogwirkung kleinerer Massenströme steht einer etwa gleich starken aufwärtsgerichteten Konvektion gegenüber. Daraus folgen kleinere Luftrückführrate und diese wiederum führen dazu, dass die Nebenreceiver schlechtere Wirkungsgrade aufweisen. Bei Teillast (Simulation *W12*) sind alle auftretenden Massenströme geringer, wodurch die Unterschiede zwischen Haupt- und Nebenreceivern geringer ausfallen. Der Vergleich der Simulationen *W01* und *W11* zeigt, dass die Anpassungen der Druckverlustbeiwerte nach dem Muster von Abschnitt 4.3 auch für die beiden Nebenreceiver erfolgreich ist. Durch die Anpassung fällt die Abstrahlung, die Massenströme und Wirkungsgrade steigen an. Dass die Steigerungen der Wirkungsgrad mit 1,3 Prozentpunkten geringer ausfällt als für Simulation *Z21* (Abschn. 4.3.3), liegt daran, dass die Simulationen mit den drei Receivern ohne das Strahlungsmodell gerechnet werden. Der Strahlungsaustausch in der Cavity und die Spillagestrahlung wurden bei der Auslegung der Massenströme mit STRAL (Abschn. 2.4.1) nicht berücksichtigt, sodass diese einen Teil des Verbesserungspotentials der Anpassungen bilden.

4.5.2 Windeinfluss

Nachdem die CFD-Simulation auf alle drei Receiver des Referenzkraftwerkes erweitert wurde, soll nun der Einfluss von Wind auf das Receiververhalten untersucht werden. Von besonderem Interesse sind dabei durch Wind hervorgerufene Änderungen der Druckdifferenzen. Die CFD-Simulationen berechnen die Gebläsedrücke für die drei Receiver als wären dies jeweils völlig von einander unabhängige Gebläse. Geplant ist, dass die Massenströme jedoch durch jeweils ein zentrales Gebläse erzeugt werden und die Drücke durch zusätzliche Blenden für jeden der drei Receiver individuell angepasst werden. Dies ist jedoch nur möglich, wenn durch Wind verursachte Druckänderungen von der Regelung der Klappen ausgeglichen werden. Mit den stationären Simulationen sollen daher zunächst die Amplituden der durch Wind verursachten Druckänderungen abgeschätzt werden. Dafür werden Simulationen mit den drei Receivern für zwei Geschwindigkeiten und jeweils fünf Richtungen durchgeführt. Umgesetzt wird der Wind, indem auf dem jeweiligen Teil der Umgebungsfläche (Patch *ambient*, Abb. 2.3) eine *fixedValue*-Randbedingung mit der entsprechenden Geschwindigkeit genutzt wird. Als Geschwindigkeit werden $5\,\frac{\mathrm{m}}{\mathrm{s}}$ und $10\,\frac{\mathrm{m}}{\mathrm{s}}$ zur Simulation von leichtem und mittelstarkem Wind genutzt.[8] Die untersuchten Windrichtungen sind Wind aus Norden, Nordwesten, Westen, Südwesten und Süden. Der Einfluss von Wind aus östlichen Richtungen wird aufgrund der Symmetrie des Referenzkraftwerkes nicht betrachtet.

Die Ergebnisse für die Simulationen mit Wind sind in den Tabellen 4.22 und 4.23 aufgeführt. Die Zahl im Name der Simulationen steht dabei jeweils für die Windgeschwindigkeit und die Buchstaben nach der Zahl für die Windrichtung. Für die niedrigere Windgeschwindigkeit fällt der Windeinfluss gering aus. Der Wirkungsgrad sinkt um maximal 0,4 Prozentpunkte für alle drei Receiver, aber jeweils für andere Windrichtungen. Für den Hauptreceiver tritt der schlechteste Wert für Wind aus Westen und Süden auf und und bei den beiden Nebenreceivern für Wind aus Norden. Die notwendigen Druckdifferenzen für Heiß- und Rückführluft werden in Abbildungen 4.20 und 4.20 zwischen der Ausgangssimulation *W11* ohne Wind und den fünf Windrichtungen bei $5\,\frac{\mathrm{m}}{\mathrm{s}}$ verglichen. Hieraus wird ersichtlich, dass sich die Druckdifferenzen

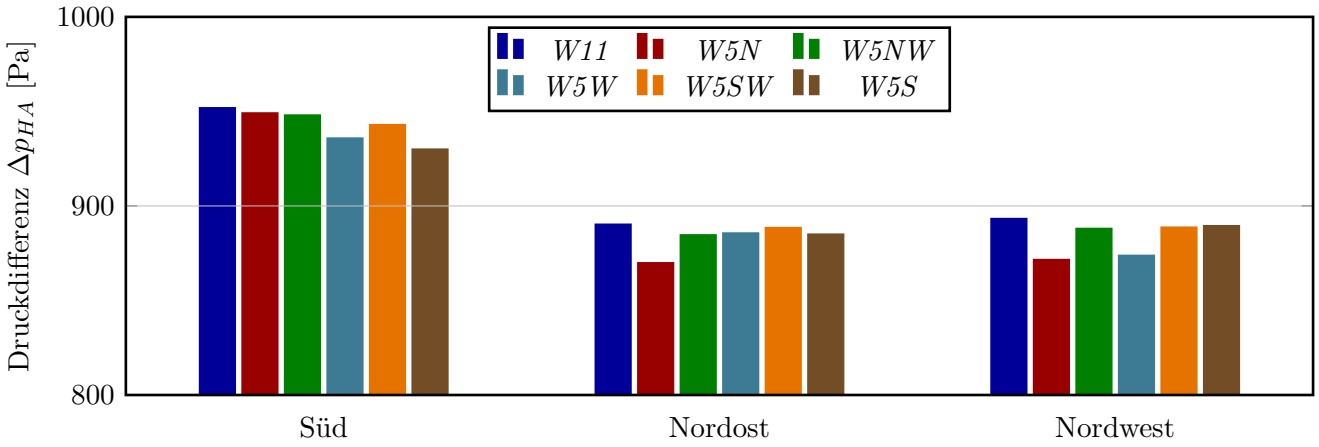

Abbildung 4.20: Vergleich der Druckdifferenz der Heißluft Δp_{HotAir} zwischen den drei Receivern unter Windeinfluss (5 $\frac{\text{m}}{\text{s}}$)

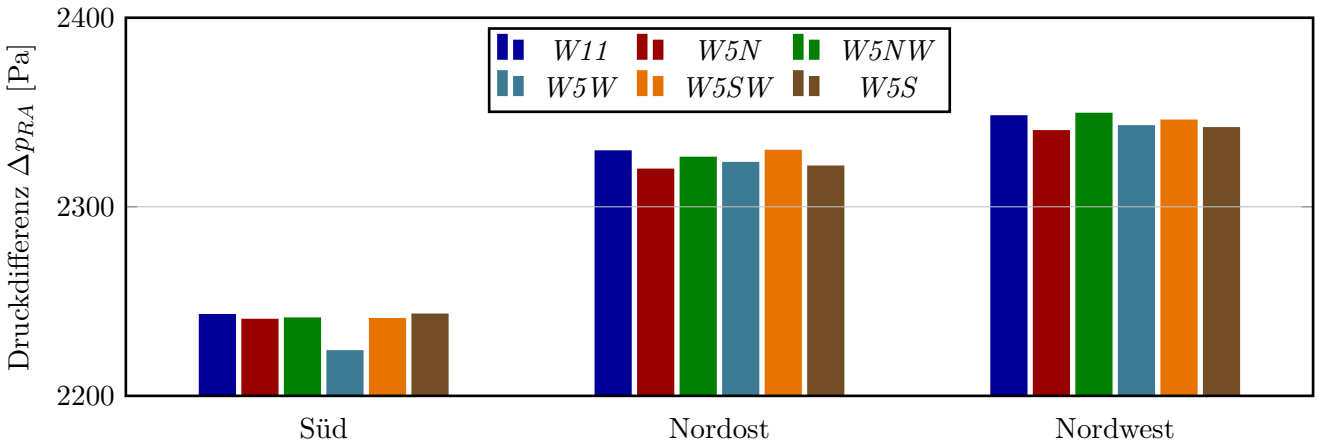

Abbildung 4.21: Vergleich der Druckdifferenz der Rückführluft $\Delta p_{ReturnAir}$ zwischen den drei Receivern unter Windeinfluss (5 $\frac{\text{m}}{\text{s}}$)

durch den Wind verändern, jedoch fallen die Änderung klein aus. Bezogen auf Simulation *W11* schwanken die Druckdifferenzen beider Massenströme für jeden der drei Receiver um jeweils maximal 20 Pa. Insbesondere sind die Änderungen aufgrund von Wind damit geringer als die Unterschiede der Druckdifferenzen zwischen Haupt- und Nebenreceivern, die bereits ohne Wind auftreten. Für Simulation *W11* ist die Druckdifferenz der Heißluft des Hauptreceivers um etwa 60 Pa höher als die der Nebenreceiver, während für die Rückführluft die Druckdifferenzen der Nebenreceiver um 85 Pa bzw. 105 Pa höher ausfallen. Mit Wind unterscheidet sich die Heißluftdruckdifferenz des Hauptreceivers zwischen 40 Pa und 80 Pa von denen der Nebenreceivern, für die Rückführluft sind es 80 Pa bis 120 Pa. Das heißt, dass bei einer Windgeschwindigkeit von 5 $\frac{\text{m}}{\text{s}}$ im unteren zweistelligen Pascalbereich ausgeglichen werden müssen, dies ist geringer als der Druckausgleich, der bereits aufgrund der allgemeinen Unterschiede zwischen Haupt- und Nebenreceiver der nötig ist. Bei einer zusätzlich durchgeführten Simulation für Teillast und Wind aus Westen mit 5 $\frac{\text{m}}{\text{s}}$ (*W5WTL*, Tab. 4.21) ändern sich die notwendigen Druckdifferenzen im Vergleich zur Simulation ohne Wind (*W12*) ebenfalls nur im zweistelligen Pascalbereich. Jedoch sinkt der Wirkungsgrad des Hauptreceivers um 2,4 Prozentpunkte, da dessen Luftrückführrate um 6,3 Prozentpunkte absinkt. Aufgrund der deutlich niedrigeren

Tabelle 4.22: Ergebnisse für Simulationen mit Wind ($5\,\frac{\mathrm{m}}{\mathrm{s}}$)

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Nenn}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	Rec.	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{s}}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{s}}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [$\mathrm{kW_{th}}$]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
W5N	100 %	50,0 %	650	180	S	206,6	103,3	99050,4	102240,8	125194,0	14955,3	104199,3	87,3 %	83,3 %	85,3 %	83,2 %
					NO	128,7	64,4	99129,7	102320,2	80384,5	9988,5	64922,6	81,2 %	75,7 %	78,4 %	80,8 %
					NW	128,7	64,4	99128,0	102340,6	80393,4	9973,3	64923,5	81,4 %	75,2 %	78,3 %	80,8 %
W5NW	100 %	50,0 %	650	180	S	206,6	103,3	99051,5	102241,5	125194,0	14956,5	104182,8	87,1 %	83,4 %	85,2 %	83,2 %
					NO	129,1	64,6	99114,9	102326,5	80384,5	9981,5	65138,8	81,6 %	77,3 %	79,5 %	81,0 %
					NW	129,2	64,6	99111,5	102349,8	80393,4	9971,8	65184,2	81,8 %	77,4 %	79,6 %	81,1 %
W5W	100 %	50,0 %	650	180	S	205,7	102,9	99063,7	102224,2	125194,0	14921,9	103735,7	86,9 %	80,5 %	83,7 %	82,9 %
					NO	129,1	64,6	99113,9	102323,8	80384,5	9982,4	65128,9	81,8 %	77,0 %	79,4 %	81,0 %
					NW	128,9	64,4	99125,8	102343,2	80393,4	9974,8	64988,5	81,6 %	75,7 %	78,6 %	80,8 %
W5SW	100 %	50,0 %	650	180	S	206,4	103,2	99056,6	102241,2	125194,0	14954,3	104068,9	86,6 %	83,3 %	84,9 %	83,1 %
					NO	129,3	64,6	99111,1	102330,2	80384,5	9993,9	65210,7	81,8 %	77,9 %	79,9 %	81,1 %
					NW	129,2	64,6	99110,8	102346,2	80393,4	9974,4	65161,7	81,9 %	77,0 %	79,5 %	81,1 %
W5S	100 %	50,0 %	650	180	S	205,9	103,0	99069,6	102243,6	125194,0	14950,3	103843,1	85,7 %	83,0 %	84,4 %	82,9 %
					NO	129,1	64,5	99114,5	102321,8	80384,5	9985,9	65101,6	81,7 %	76,9 %	79,3 %	81,0 %
					NW	129,2	64,6	99110,1	102342,2	80393,4	9971,7	65141,8	82,0 %	76,6 %	79,3 %	81,0 %

Tabelle 4.23: Ergebnisse für Simulationen mit Wind ($10\,\frac{\mathrm{m}}{\mathrm{s}}$)

Name	$\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Nenn}}$ [−]	elr [−]	$T_{HA,Soll}$ [°C]	$T_{RA,r}$ [°C]	Rec.	$\dot{m}_{HA}$ [$\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{s}}$]	$\dot{m}_{ILR,Ist}$ [$\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{s}}$]	$p_{Fan,HA}$ [Pa]	$p_{Fan,RA}$ [Pa]	$\dot{Q}_{Ir}$ [kW]	$\dot{Q}_{rad}$ [kW]	P_{Air} [$\mathrm{kW_{th}}$]	ARR_{ILR} [−]	ARR_{ELR} [−]	ARR_{Tot} [−]	η [−]
W10N	100 %	50,0 %	650	180	S	205,4	102,7	99080,0	102200,8	125194,0	14911,5	103574,2	92,5 %	72,1 %	82,3 %	82,7 %
					NO	127,4	63,7	99165,6	102287,6	80384,5	9930,9	64291,5	81,2 %	71,2 %	76,2 %	80,0 %
					NW	127,5	63,8	99160,4	102306,0	80393,4	9882,0	64329,6	80,0 %	68,9 %	74,4 %	80,0 %
W10NW	100 %	50,0 %	650	180	S	193,8	96,9	99208,8	101969,1	125194,0	14771,1	97725,0	80,0 %	31,3 %	55,7 %	78,1 %
					NO	129,2	64,6	99034,3	102252,2	80384,5	10005,7	65183,8	85,8 %	75,6 %	80,7 %	81,1 %
					NW	129,0	64,5	99169,5	102394,1	80393,4	9967,2	65060,1	81,2 %	76,7 %	79,0 %	80,9 %
W10W	100 %	50,0 %	650	180	S	205,1	102,6	99004,0	102152,1	125194,0	15017,5	103434,9	86,7 %	79,8 %	83,2 %	82,6 %
					NO	128,2	64,1	99098,1	102255,8	80384,5	9990,4	64671,0	82,6 %	71,0 %	76,8 %	80,5 %
					NW	128,0	64,0	99155,8	102325,3	80393,4	9866,1	64562,7	80,6 %	70,7 %	75,7 %	80,3 %
W10SW	100 %	50,0 %	650	180	S	204,5	102,3	99116,2	102240,1	125194,0	14736,7	103150,6	86,1 %	76,6 %	81,4 %	82,4 %
					NO	129,4	64,7	99127,6	102337,7	80384,5	9984,5	65261,7	85,1 %	74,1 %	79,6 %	81,2 %
					NW	129,5	64,8	99021,1	102281,2	80393,4	9984,0	65345,6	83,2 %	77,1 %	80,2 %	81,3 %
W10S	100 %	50,0 %	650	180	S	205,8	102,9	99115,8	102284,1	125194,0	14939,7	103798,9	85,8 %	82,5 %	84,2 %	82,9 %
					NO	128,6	64,3	99118,0	102291,1	80384,5	10033,6	64871,3	85,4 %	69,7 %	77,5 %	80,7 %
					NW	128,0	64,0	99116,1	102285,0	80393,4	10019,6	64590,1	84,0 %	68,3 %	76,2 %	80,3 %

Massenströme bei Teillast ist der Windeinfluss stärker und in der Lage die Rückführluft der ILR vom Receiver wegzublasen. In der Folge sinkt die ARR und der Wirkungsgrad. Die Ergebnisse der Simulationen mit der höheren Windgeschwindigkeit von 10 $\frac{\mathrm{m}}{\mathrm{s}}$ (Tab. 4.23) haben erwartbar größere Auswirkungen auf das Verhalten der drei OVR. Der Wirkungsgrad schwankt aufgrund von dem stärkeren Wind um bis zu 1,2 Prozentpunkte für die verschiedenen Richtungen und die drei Receiver. Eine Ausnahme bildet Wind aus nordwestlicher Richtung, hier fällt der Wirkungsgrad des Hauptreceivers um 5,2 Prozentpunkte, während die der Nebenreceiver sich kaum ändern. Die Änderungen der Druckdifferenzen betragen für die meisten Windrichtungen maximal 100 Pa. Bei Westwind ändern sich jedoch die Druckdifferenzen des nach Nordwesten geöffneten Nebenreceivers um 152 Pa bzw. 173 Pa und für Wind aus Nordwesten steigt die Druckdifferenz der Rückführluft sogar um 425 Pa.

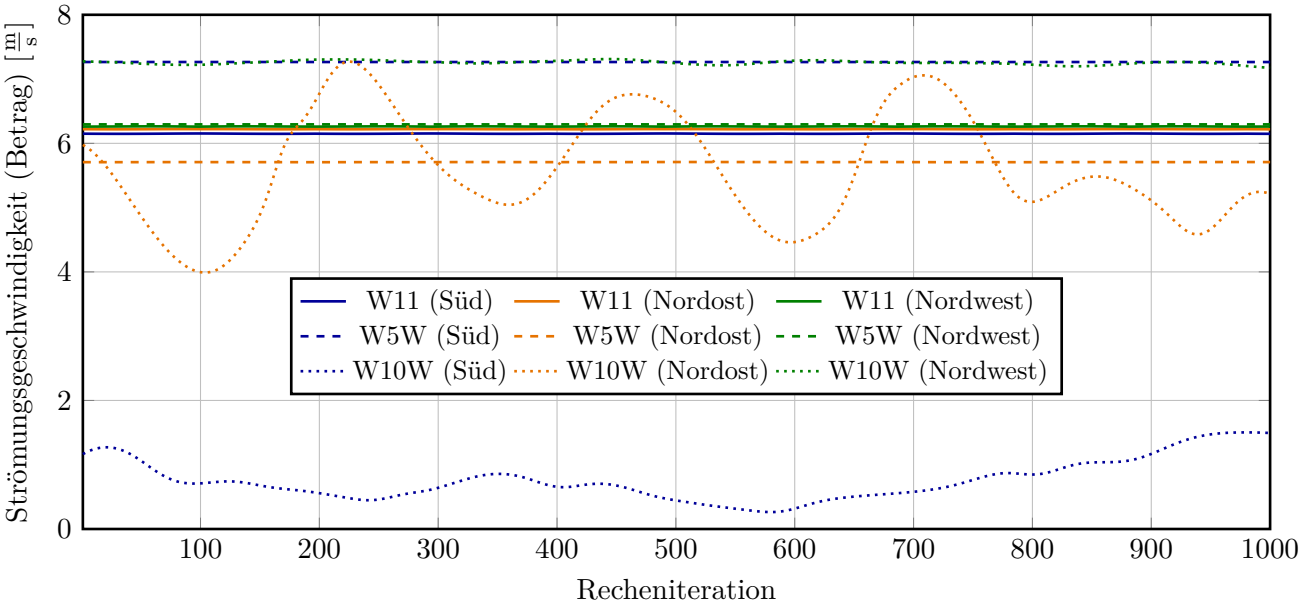

Abbildung 4.22: Strömungsgeschwindigkeiten über die letzten 1000 Rechenschritte für ausgewählte Simulationen und Messpunkte

Das Referenzkraftwerk ist mit seinen drei Receivern nur in Ost-West-Richtung symmetrisch aufgebaut aber nicht in Nord-Süd-Richtung. Daher ist es gut möglich, dass sich die untersuchten Windrichtungen unterschiedlich stark auf die drei Receiver auswirken. Jedoch sind die beobachten Änderung für Wind aus Nordwesten im Vergleich zu den restlichen Windrichtungen überraschend hoch, z.B. sinkt die ARR des Hauptreceivers für diesen Fall auf 55,7 %, während der nächst niedrige Wert für alle drei Receiver 74,4 % ist. Eine mögliche Erklärung ist, dass bei der höheren Windgeschwindigkeit die Betrachtung als stationäre Strömung nicht mehr gerechtfertigt ist. Zur Überprüfung zeigt Abbildung 4.22 den Betrag der Strömungsgeschwindigkeit für drei ausgewählte Messpunkte aufgetragen über die letzten 1000 Recheniterationen. Die Messpunkte liegen auf der Mitte der Zylinderachsen der drei Receiver. Da die CFD-Simulationen als stationäre Rechnungen angesetzt sind (Abschn. 2.3), dürfen sich die Geschwindigkeiten für physikalisch sinnvolle konvergierte Simulationen über die (letzten) Recheniterationen nicht mehr ändern. Ohne Wind (*W11*) und bei Wind mit 5 $\frac{\mathrm{m}}{\mathrm{s}}$ (*W5W*) ist dies

der Fall, wie die Abbildung zeigt, für die höhere Windgeschwindigkeit (*W10W*) jedoch nicht mehr. Die Schwankungen deuten darauf hin, dass die reale Lösung nicht mehr zeitunabhängig ist, und als Folge wurde eine transiente Untersuchung des Windeinflusses gestartet. Diese konnte aufgrund des viel höheren Rechenaufwandes aber nicht mehr in diese Arbeit aufgenommen werden, wurde aber begonnen. Mit transiente Rechnungen sollte es außerdem möglich sein, die Periodizität von durch Wind verursachten Druckänderungen abzuschätzen. Diese sind neben der Druckamplitude relevant, da geklärt werden muss, ob die Blendenregelung zeitlich in der Lage ist dem Windeinfluss zu folgen und diesen auszugleichen.

5 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurde das als Referenzkraftwerk bezeichnete CSP Turmkraftwerk erfolgreich mit OpenFOAM und den am DLR entwickelten Modellen simuliert. Hierfür wurden die Randbedingungen und Simulationstools erweitert und die neuen Funktionalitäten umfassen Simulationen mit mehreren Receivern, Simulationen mit abgeschalteten Absorbermodulen, individuelle Berechnungen der Luftrückführraten für die internen und externen Luftrückführungen und Anpassungen der Druckverlustbeiwerte auf Basis von Simulationsergebnissen neben Verbesserungen in der Performance und dem Simulationsablauf. Mit den CFD-Simulationen wurde dann ein Receiverkennfeld erstellt und anschließend verschiedene Aspekte des OVR untersucht.
Zur Erstellung des Receiverkennfeldes wurde der Hauptreceiver des Referenzkraftwerkes für 48 unterschiedliche Betriebspunkte simuliert. Die variierten Größen zwischen den Betriebspunkten waren dabei die Last, d.h. das Verhältnis der Einstrahlleistung aus dem Heliostatfeld zu der Nenneinstrahlleistung, die Zieltemperatur der Heißluft, die Rückführlufttemperatur auf der Receiverrückseite und der Anteil der extern ausgeblasenen Rückführluft, welcher in Abhängigkeit von der Last bestimmt wurde. Bei einer Heißlufttemperatur von 670 °C und einer Rückführlufttemperatur von 270 °C beträgt der berechnete Receiverwirkungsgrad 84,3 % bei Vollast und 59,3 % bei 25 % Last. Durch ein Absinken der Heißlufttemperatur sinken die Strahlungsverluste und mit der Rückführluft werden die Verluste aufgrund einer unvollständigen Luftrückführrate reduziert. Der beste Wirkungsgrad trat daher mit 93,0 % für die Heißlufttemperatur von 560 °C und die Rückführlufttemperatur von 110 °C bei Volllast auf. Für die Berechnung des Wirkungsgrades wurde die an die Luft übertragenen Leistung jeweils auf die Einstrahlleistung aus dem Heliostatfeld bezogen. Durch eine Regression der Kennfeldergebnisse konnte ein funktioneller Zusammenhang für den Receiverwirkungsgrad gefunden werden, welcher die Simulationsergebnisse sehr genau abbildet. Ebenso konnte durch eine Regression der Luftrückführrate deren Abhängigkeit von dem Heißluftmassenstrom bestätigt werden.
Als erster einzelner Aspekt wurde dann der Strahlungsaustausch der Receiverflächen und dessen Modellierung betrachtet. Die drei OVR des Referenzkraftwerkes sind im Cavity-Design in Form von überdachten, konkaven Zylindersegmenten ausgelegt. Dadurch geht die Eigenstrahlung der Receiveroberfläche, welche aufgrund der hohen Zieltemperaturen nicht vermieden werden kann, nicht vollständig verloren, sondern trifft zum Teil an anderen Stellen wieder auf den Receiver. In der Simulation führen die so reduzierten Nettostrahlungsverluste zu einem Anstieg des Receiverwirkungsgrades. Über das Strahlungsmodell wurde neu auch noch die Spillagestrahlung, d.h. Strahlung aus dem Heliostatfeld auf die Nebenflächen des Receivers, bei allen Simulationen, auch dem Kennfeld, mit berücksichtigt. Für Volllast macht diese etwa drei Prozentpunkte des Wirkungsgrades aus. Als Nächstes wurde der Anteil der durch die ELR

ausgeblasenen Luft gesondert untersucht, da dieser für das Kennfeld in Abhängigkeit der Last bestimmt wurde. Diese Vorgabe wurde getroffen, um einen gewissen Massenstrom durch die ILR zu Kühlung der Receiverstruktur nicht zu unterschreiten. Für die niedrigeren Heißlufttemperaturen war die Vorgabe jedoch zu restriktiv, der minimal Kühlmassenstrom konnte auch mit höheren ELR-Anteilen erreicht werden. Für höhere ELR-Anteile konnte wiederum gezeigt werden, dass diese wie beim Solarturm Jülich erstrebenswert sind, da so die notwendige Gebläseleistung der ILR erheblich gesenkt werden kann. Weiter wurden verschiedene Anpassungen der Druckverlustbeiwerte der Heiß- und Rückführluft behandelt. Diese Beiwerteverteilungen kontrollieren die Verteilungen der Massenströme auf der Receiveroberfläche und durch die Änderungen konnten Steigerungen des Wirkungsgrad in der Größenordnung von zwei Prozentpunkten erreicht werden. Simulationen, bei denen Subreceiver abgeschaltet wurden, führten zu Steigerung der Receivereffizienz bei einseitiger Einstrahlung auf die Receiverfläche. Jedoch erfordert dies eine recht genaue Kenntnis der Einstrahlung, da ein Abschalten von zu großen Teilen der Receiverfläche schlechtere Wirkungsgrade zur Folge hat. Untersuchungen des Windeinflusses mit allen drei Receivern zeigten, dass die Auswirkungen auf das Receiververhalten bei niedrigen Windgeschwindigkeiten gering ausfallen. Bei höheren Geschwindigkeiten war jedoch die Betrachtung als stationäre Strömung nicht mehr gerechtfertigt. Transiente Simulationen wurden begonnen konnten aufgrund der viel höheren Rechendauer aber nicht mehr in die Arbeit aufgenommen werden.

Die direkte Fortsetzung dieser Arbeit besteht darin, dass das Receiverkennfeld für Jahresertragsberechnungen des Referenzkraftwerkes genutzt werden wird. Über die in dieser Arbeit durchgeführte Regression kann der Receiverwirkungsgrad für verschiedene Betriebszustände und Einstrahlbedingungen bestimmt werden. Mit entsprechenden Modellen für die anderen Komponenten des Turmkraftwerks und Jahresverläufen der Einstrahlung für den angenommenen Standort des Referenzkraftwerkes kann dessen Jahresertrag errechnet werden. Mit diesem kann dann das Referenzkraftwerk mit anderen CSP Kraftwerken oder anderen Technologien verglichen werden. Weiterhin ist die Entwicklung einer Betriebsstrategie für Heißlufttemperatur des Referenzkraftwerkes geplant. Die Heißlufttemperatur muss bei einer optimalen Strategie zu jedem Betriebszeitpunkt so gewählt werden, dass der Wirkungsgrad des Gesamtsystems maximal ist. Insbesondere ist dies eine Optimierung zwischen den Wirkungsgraden der OVR und des Wasserdampfkreislaufes, die generell für die Heißlufttemperatur entgegen gerichtete Verläufe aufweisen. Vorstellbar sind außerdem Untersuchungen für mögliche Betriebsstrategien für den ELR-Anteil. Eine Vorgabe dieses Parameters nicht nur basierend auf der Last, sondern auch in Kombination mit der Heißlufttemperatur kann möglicherweise zu Ertragsverbesserungen führen. Insbesondere birgt der ELR-Anteil aber großes Potential aufgrund seines Einflusses auf die notwendige Gebläseleistung der ILR. Zwischen Kühlung und Minimierung der Gebläseleistung müsste so ein optimaler ELR-Anteil bestimmt werden, dies sollte jedoch nicht nur über CFD-Simulationen, sondern vor allem auch über die Modelle der Ertragsberechnung erfolgen, in denen die Gebläseleistungen entsprechend berücksichtigt sind. Auf Seiten der CFD-Simulationen sollte außerdem die transiente Untersuchung des Windeinfluss bei höheren Geschwindigkeiten fortgesetzt werden, da eine Beurteilung dieses Einflusses nur mit stationären Rechnungen nicht möglich ist.

Literaturverzeichnis

[1] Ahlbrink, N. (2013): *Modellgestützte Bewertung und Optimierung der offenen Luftreceivertechnologie,* Dissertation, DLR.

[2] Arnold, M. (2017): *Bewertung der Luftrückführung eines offenen volumetrischen Receivers in Cavity-Bauform mit Hilfe von CFD,* Masterarbeit, RWTH Aachen University.

[3] Avila Marin, A.(2011): *Volumetric receivers in solar thermal power plants with central receiver system technology: a review,* Solar Energy Vol. 85, Seiten 891–910.

[4] Belhomme, B./ Pitz Paal, R./ Schwarzbözl, P./ Ulmer, S.(2009): *A New Fast Ray Tracing Tool for High-Precision Simulation of Heliostat Fields,* Journal of Solar Energy Engineering Vol 131, Issue 3.

[5] CFD Direct Ltd (2018): *OpenFOAM User Guide Version 4,* Internetseite, URL: `https://cfd.direct/openfoam/user-guide-v4/`, Zugriff am 18.09.2018.

[6] Frie, F. (2014): *Bestimmung der thermischen Verluste von offenen volumetrischen Luftreceivern unter Berücksichtigung von Wärmestrahlung und Konvektion mit Hilfe numerische Simulation,* Masterarbeit, RWTH Aachen University.

[7] Hoffschmidt, B./ Fernández, V./ Konstandopoulos, A./ Mavroidis, I./ Romero, M./ Stobbe, P./ Téllez, F. (2001): *Development of ceramic volumetric receiver technology,* Proceedings of Fifth Cologne Solar Symposium.

[8] Institut für Solarforschung, Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt (2018): *Interne Kommunikation und Detailberichte im Projekt VORWAiRTS,* Stand 2. Halbjahr 2018.

[9] Kneer, R. (2015): *Wärme- und Stoffübertragung I/II,* Vorlesungsskript, RWTH Aachen University, Ausgabe vom 02.09.2015.

[10] Koll, G./ Schwarzbözl, P./ Hennecke, K./ Hartz, T./ Schmitz, M./ Hoffschmidt, B. (2009): *The Solar Tower Julich-a Research and Demonstration Plant for Central Receiver Systems,* 15th Bienial SolarPACES Symposium Berlin, Germany.

[11] Maldonado Quinto, D. (2010): *Zielpunktoptimierung unter Berücksichtigung Zielpunktoptimierung unter Berücksichtigung des thermischen Verhaltens eines offenen volumetrischen Receivers,* Diplomarbeit, RWTH Aachen University.

[12] Moukalled, F./ Mangani, L./ Darwish, M. (2016): *The finite volume method in computational fluid dynamics,* Buch, Springer Verlag.

[13] NREL (2018): *Concentrating Solar Power Projects,* Internetseite, URL: `https://www.nrel.gov/csp/solarpaces/index.cfm`, Zugriff am 18.09.2018.

[14] Pitz Paal, R. (2017): *Solartechnik,* Vorlesungsfolien. RWTH Aachen University, WS2017/2018.

[15] Schröder, W. (2010): *Fluidmechanik,* Vorlesungsskript, Wissenschaftsverlag Mainz in Aachen, 3. Auflage.

[16] ScyPy Developers (2018): *ScyPy - Scientific Computing Tools for Python,* Internetseite, URL: `https://www.scipy.org/about.html`, Zugriff am 21.09.2018.

[17] Stadler, H./ Maldonado, D./ Offergeld, M./ Schwarzbözl, P./ Trautner, J. (2018): *CFD model for the performance estimation of open volumetric receivers and comparison with experimental data,* Solar Energy, Veröffentlichung ausstehend.

[18] Stadler, H./ Tiddens, A./ Schwarzbözl, P./ Göhring, F./ Baumann, T. / Trautner, J. (2017): *Improved performance of open volumetric receivers by employing an external air return system,* Solar Energy Vol. 155, Seiten 1157–1164.

[19] The OpenFOAM Foundation (2018): *OpenFOAM: Free, Open Source Software from the OpenFOAM Foundation,* Internetseite, URL: `https://cpp.openfoam.org/v4/`, Zugriff am 18.09.2018.

[20] Tiddens, M./ Stadler, H./ Hoffschmidt, B.(2017): *Air return ratio measurements at the solar tower Jülich using a tracer gas method,* Solar Energy Vol. 146, Seiten 351–358.

Anhang

A OpenFOAM-Dateien

Im Folgenden werden die wichtigsten Einstellungen der CFD-Simulationen mit OpenFOAM präsentiert. Auf eine Auflistung der Randbedingungsdateien muss aus Platzgründen verzichtet werden. Für Leser mit DLR-Zugang sei hierfür auf die Detailberichte zur Dokumentation der Randbedingungen und des Simulationsablaufes verwiesen.[8]

A.1 Physikalische Modellierung

In diesem Abschnitt werden die verwendeten Modelleinstellungen aus dem *constant* Ordner gezeigt. Diese Einstellungen ändern sich nicht mit den Simulationen und gelten für die Simulation des Hauptreceivers und die Simulationen mit allen drei OVR mit dem Löser *sfBuoyantSimpleFOAM* und für die Berechnung der ARR mit *sfTransportFoam*. Der Titel der folgenden Auflistungen entsprechen dem jeweiligen Dateinamen in OpenFOAM.

Auflistung 1: thermophysicalProperties

```
/*---------------------------------*- C++ -*----------------------------------*\
| =========                 |                                                 |
| \\      /  F ield         | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox           |
|  \\    /   O peration     | Version:  4.1                                   |
|   \\  /    A nd           | Web:      www.OpenFOAM.org                      |
|    \\/     M anipulation  |                                                 |
\*---------------------------------------------------------------------------*/
FoamFile
{
    version     2.0;
    format      ascii;
    class       dictionary;
    location    "constant";
    object      thermophysicalProperties;
}
// * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * //
thermoType
{
        type            heRhoThermo;
        mixture         pureMixture;
        transport       polynomial;
        thermo          janaf;
        equationOfState perfectGas;
        specie          specie;
        energy          sensibleEnthalpy;
}
```

```
mixture
{
    specie
    {
        nMoles          1;
        molWeight       28.9599464; //gefittete Daten, Quelle: DLR [8]
    }
   thermodynamics //gefittete Daten, Quelle: DLR [8]
    {
        Tlow            273.0;
        Thigh           1573.0;
        Tcommon         762.779595061;
        highCpCoeffs    ( 2.99082194e+00  1.15028113e-03  9.30502326e-08
    ↪ -3.58451718e-10  9.93836720e-14  1.18549442e+02  6.56750531e+00);
        lowCpCoeffs     ( 3.63164302e+00  -9.61896879e-04  1.76935999e-06
    ↪ 4.48743089e-10  -9.73692906e-13  -1.66725291e+01  3.40949469e+00);
    }
    transport //gefittete Daten, Quelle: DLR [8]
    {
        muCoeffs<8>     ( 1.68376301e-06  6.69289620e-08  -4.11201686e-11
    ↪ 1.96138814e-14  -3.83708744e-18 0 0 0);
        kappaCoeffs<8>  ( 1.21319457e-03  9.68352480e-05  -4.95278876e-08
    ↪ 2.37976829e-11  -4.65387954e-15 0 0 0);
    }
}

// ************************************************************************* //
```

Auflistung 2: transportProperties

```
/*--------------------------------*- C++ -*----------------------------------*\
| =========                 |                                                 |
| \\      /  F ield         | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox           |
|  \\    /   O peration     | Version:  4.1                                   |
|   \\  /    A nd           | Web:      www.OpenFOAM.org                      |
|    \\/     M anipulation  |                                                 |
\*---------------------------------------------------------------------------*/
FoamFile
{
    version     2.0;
    format      ascii;
    class       dictionary;
    location    "constant";
    object      transportProperties;
}
// * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * //

nu              nu  [ 0 2 -1 0 0 0 0 ] 1.5e-5;

Prt             Prt [ 0 0  0 0 0 0 0 ] 0.85;

Sc              Sc  [ 0 0  0 0 0 0 0 ] 1.0;

// ************************************************************************* //
```

Auflistung 3: turbulenceProperties

```
/*--------------------------------*- C++ -*----------------------------------*\
| =========                 |                                                 |
| \\      /  F ield         | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox           |
```

```
|  \\    /   O peration     | Version:  4.1                                  |
|   \\  /    A nd           | Web:      www.OpenFOAM.org                     |
|    \\/     M anipulation  |                                                |
\*---------------------------------------------------------------------------*/
FoamFile
{
    version     2.0;
    format      ascii;
    class       dictionary;
    location    "constant";
    object      turbulenceProperties;
}
// * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * //


simulationType RAS;

RAS
{
    RASModel            kOmegaSST;

    turbulence          on;

    printCoeffs         on;

    kOmegaSSTCoeffs
    {
        alphaK1         0.85034;
        alphaK2         1;
        alphaOmega1     0.5;
        alphaOmega2     0.85616;
        Prt             0.85;
        gamma1          0.5532;
        gamma2          0.4403;
        beta1           0.075;
        beta2           0.0828;
        betaStar        0.09;
        a1              0.31;
        b1              1;
        c1              10;
        F3              false;
    }
}

// ************************************************************************* //
```

Auflistung 4: g

```
/*---------------------------------*- C++ -*----------------------------------*\
| ========                 |                                                 |
| \\      /  F ield        | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox           |
|  \\    /   O peration     | Version:  4.1                                  |
|   \\  /    A nd           | Web:      www.OpenFOAM.org                     |
|    \\/     M anipulation  |                                                |
\*---------------------------------------------------------------------------*/
FoamFile
{
    version     2.0;
    format      ascii;
    class       uniformDimensionedVectorField;
    location    "constant";
```

```
    object      g;
}
// * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * //

dimensions      [0 1 -2 0 0 0 0];
value           (0 0 -9.81);

// ************************************************************************* //
```

Auflistung 5: radiationProperties

```
/*---------------------------------*- C++ -*----------------------------------*\
| =========                 |                                                 |
| \\      /  F ield         | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox           |
|  \\    /   O peration     | Version:  4.1                                   |
|   \\  /    A nd           | Web:      www.OpenFOAM.org                      |
|    \\/     M anipulation  |                                                 |
\*---------------------------------------------------------------------------*/
FoamFile
{
    version     2.0;
    format      ascii;
    class       dictionary;
    location    "constant";
    object      radiationProperties;
}
// * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * //

radiationModel sfViewFactor;
sfViewFactorCoeffs
{
    smoothing false;              //Smooth view factor matrix (use when in a close
                                  //surface to force Sum(Fij = 1)
    constantEmissivity true;      //constant emissivity on surfaces.
    TradBool    true;             //Using T_rad instead of T for calculation
}

// Number of flow iterations per radiation iteration
solverFreq 10;

absorptionEmissionModel constantAbsorptionEmission;  // Model for the fluid

constantAbsorptionEmissionCoeffs
{
    absorptivity    absorptivity    [ 0 -1  0 0 0 0 0 ] 0.0;
    emissivity      emissivity      [ 0 -1  0 0 0 0 0 ] 0.0;
    E               E               [ 1 -1 -3 0 0 0 0 ] 0;
}

scatterModel    none;

// ************************************************************************* //
```

A.2 Numerische Modellierung

Im von OpenFOAM vorgegebenen Format werden hier die numerischen Einstellungen präsentiert, die für alle Simulationen mit dem Löser *sfBuoyantSimpleFOAM* gleich sind. Die konkret

verwendeten Einstellungen und Verfahren wurde dabei von früheren Arbeiten am DLR mit OpenFOAM übernommen [8]. Für die Berechnung der ARR mit *sfTransportFoam* ändert sich in der Datei *controlDict* nur der *application* Parameter und die Dauer, die hier nur 100 Rechenschritte beträgt.

Auflistung 6: controlDict

```
/*---------------------------------*- C++ -*----------------------------------*\
| =========                 |                                                 |
| \\      /  F ield         | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox           |
|  \\    /   O peration     | Version:  4.1                                   |
|   \\  /    A nd           | Web:      www.OpenFOAM.org                      |
|    \\/     M anipulation  |                                                 |
\*---------------------------------------------------------------------------*/
FoamFile
{
    version     2.0;
    format      ascii;
    class       dictionary;
    location    "system";
    object      controlDict;
}
libs (
        "libsfRadiationModels.so"
        "libsimpleSwakFunctionObjects.so"
        "libswakFunctionObjects.so"
            "libfieldFunctionObjects.so"
            "libsfBoundaryConditions.so"
            "libsfHiTRecBCsV2.so"
            "libsfRadiationBCs.so"
     );

// * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * //

application     sfBuoyantSimpleFoam;

startFrom       latestTime;
startTime       0;
stopAt          endTime;
endTime         10000;
deltaT          1;
writeControl    runTime;//timeStep;
writeInterval   100;
purgeWrite      2;
writeFormat     ascii;
writePrecision  16;
writeCompression on;
timeFormat      general;
timePrecision   6;
runTimeModifiable true;

functions
{
    statistics
    {
        type    volumeMinMax;
        fields (
            T
            U
            p
```

```
            p_rgh
        );
        outputControlMode   timeStep;
        outputInterval      1;
        verbose                     true;
            writeStartTime              yes;
    }
    PatchMassFlow
    {
        type    patchExpression;
        accumulations (
            sum
        );
        patches (
                        ambient_nord
                    ambient_sued
                    ambient_ost
                    ambient_west
                    ambient_top
                    ambient_bottom
        );
        expression          "phi";
        outputControlMode   timeStep;
        outputInterval      1;
        verbose             true;
            writeStartTime      yes;
    }
    PatchTemperature
    {
        type    patchExpression;
        accumulations (
            average
        );
        patches (
                dach_sued
        );
        expression          "T";
        outputControlMode   timeStep;
        outputInterval      1;
        verbose             true;
            writeStartTime              yes;
    }
}
// ************************************************************************//
```

Auflistung 7: fvSchemes

```
/*--------------------------------*- C++ -*----------------------------------*\
| =========                 |                                                 |
| \\      /  F ield         | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox           |
|  \\    /   O peration     | Version:  4.1                                   |
|   \\  /    A nd           | Web:      www.OpenFOAM.org                      |
|    \\/     M anipulation  |                                                 |
\*---------------------------------------------------------------------------*/
FoamFile
{
    version     2.0;
    format      ascii;
    class       dictionary;
    object      fvSchemes;
}
```

```
15 // * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * //

17 ddtSchemes
   {
19     default          bounded steadyState;
   }
21
   gradSchemes
23 {
       default          cellLimited Gauss linear 1;
25 }

27 divSchemes
   {
29     default          none;
       div(phi,U)       bounded Gauss linearUpwindV grad(U);
31     div(phi,k)       bounded Gauss upwind;
       div(phi,K)       bounded Gauss upwind;
33     div(phi,h)       bounded Gauss upwind;
       div(phi,omega)   bounded Gauss upwind;
35     div(((rho*nuEff)*dev2(T(grad(U))))) Gauss linear;
   }
37
   laplacianSchemes
39 {
       default          Gauss linear orthogonal;
41 }

43 interpolationSchemes
   {
45     default          linear;
   }
47
   snGradSchemes
49 {
       default          orthogonal;
51 }

53 fluxRequired
   {
55     default          no;
       p_rgh;
57 }

59 wallDist
   {
61     method meshWave;
   }
63
   // ************************************************************************* //
```

Auflistung 8: fvSolution

```
   /*--------------------------------*- C++ -*----------------------------------*\
2  | =========                 |                                                 |
   | \\      /  F ield         | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox           |
4  |  \\    /   O peration     | Version:  4.1                                   |
   |   \\  /    A nd           | Web:      www.OpenFOAM.org                      |
6  |    \\/     M anipulation  |                                                 |
   \*---------------------------------------------------------------------------*/
8  FoamFile
```

```
{
    version     2.0;
    format      ascii;
    class       dictionary;
    object      fvSolution;
}
// * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * * //

solvers
{
    p_rgh
    {
        solver           GAMG;
        tolerance        1e-8;
        relTol           0.1;
        smoother         DICGaussSeidel;
        nPreSweeps       0;
        nPostSweeps      2;
        cacheAgglomeration on;
        agglomerator     faceAreaPair;
        nCellsInCoarsestLevel 300;
        mergeLevels      1;
    }

    "(U|k|omega|h)"
    {
        solver          GAMG;
        tolerance       1e-07;
        relTol          0.1;
        smoother        DILUGaussSeidel;
        cacheAgglomeration true;
        nCellsInCoarsestLevel 300;
        agglomerator    faceAreaPair;
        mergeLevels     1;
        maxIter         20;
    }

}

SIMPLE
{
    nNonOrthogonalCorrectors 1;
    pRefCell 0;
    pRefValue 100000;

     residualControl
     {
         p_rgh           1e-7;
         U               1e-6;
         h               1e-6;
         "(k|epsilon|omega)" 1e-3;
     }

}

potentialFlow
{
    nNonOrthogonalCorrectors 10;
}

relaxationFactors
```

```
70 {
       fields
72     {
               p_rgh                   0.4;
74     }
       equations
76     {
           U                   0.5;
78         h                   0.7;
           k                   0.6;
80         omega               0.6;
       }
82 }

84 cache
   {
86     grad(U);
   }
88
   // ************************************************************************* //
```

B Python-Dateien für die Regressionen

In Abschnitt 3.3.1 wurde eine Regression des Receiverwirkungsgrades und in Abschnitt 3.3.6 eine Regression der totalen Luftrückführrate durchgeführt. Die Koeffizienten (Tab. 3.13 und 3.14 der beiden Regressionsfunktionen wurden mit den Regression-Tools der *SciPy*-Bibliothek bestimmt [16]. Die beiden Python-Skripte für die Regressionen werden im Folgenden gezeigt. Zeile 60 im ersten Skript kann genutzt werden, um zwischen den Heißlufttemperaturen zu wechseln, und im zweiten Skript filtert Zeile 53 zwischen Simulationen mit und ohne ELR.

Auflistung 9: Python-Skript für die Wirkungsgradregression

```
1  #!/usr/bin/env python
   # -*- coding: iso-8859-1 -*-
3  """
   Kommentare
5  """

7  import numpy as np
   import pylab
9  import matplotlib
   from scipy import interpolate
11 from scipy.optimize import curve_fit

13 m670_270=np.array([242.7,192.1,138.6,110.8,84.1,42.7])
   m670_200=np.array([214.8,169.8,122.7,98.6,74.6,37.3])
15 m670_110=np.array([187.4,148.0,107.2,86.2,65.1,31.8])
   m560_270=np.array([343.6,275.6,202.5,160.1,124.7,70.0])
17 m560_200=np.array([291.7,233.0,171.1,138.1,107.1,59.9])
   m560_110=np.array([244.8,195.1,143.6,116.9,90.5,50.2])
19 m700_270=np.array([223.2,176.0])
   m400_270=np.array([457.4,329.8,266.6,157.9])
21 m400_200=np.array([202.6,120.5])
   m400_110=np.array([154.3,92.0])
23 m560_270e=np.array([338.4,270.8,201.1,165.0,126.0])
```

```
25 eta670_270=np.array([0.843,0.834,0.802,0.769,0.730,0.593])
   eta670_200=np.array([0.870,0.859,0.828,0.798,0.755,0.604])
27 eta670_110=np.array([0.897,0.885,0.854,0.824,0.777,0.609])
   eta560_270=np.array([0.855,0.857,0.840,0.797,0.775,0.696])
29 eta560_200=np.array([0.894,0.893,0.874,0.847,0.821,0.734])
   eta560_110=np.array([0.93,0.927,0.909,0.888,0.859,0.763])
31 eta700_270=np.array([0.836,0.824])
   eta400_270=np.array([0.833,0.721,0.729,0.693])
33 eta400_200=np.array([0.847,0.806])
   eta400_110=np.array([0.928,0.885])
35 eta560_270e=np.array([0.842,0.842,0.834,0.821,0.784])

37 qnorm=np.array([1.0,0.8,0.6,0.5,0.4,0.25])
   q700=np.array([1.0,0.8])
39 q400_1=np.array([0.4,0.25])
   q400_2=np.array([0.6,0.5,0.4,0.25])
41
   elrnorm=np.array([0.5,0.375,0.167,0.0,0.0,0.0])
43 elr700=np.array([0.5,0.375])
   elr400_1=np.array([0.0,0.0])
45 elr400_2=np.array([0.167,0.0,0.0,0.0])

47 m_g=np.hstack((m670_270,m700_270,m560_270,m400_270,m670_110,m670_200,m560_110,m560_200,
       ↪ m400_200,m400_110))
   eta_g=np.hstack((eta670_270,eta700_270,eta560_270,eta400_270,eta670_110,eta670_200,
       ↪ eta560_110,eta560_200,eta400_200,eta400_110))
49 T_WL=np.hstack((np.ones(6)*270,np.ones(2)*270,np.ones(6)*270,np.ones(4)*270,np.ones(6)
       ↪ *110,np.ones(6)*200,np.ones(6)*110,np.ones(6)*200,np.ones(2)*200,np.ones(2)*110)
       ↪ )
   T_H=np.hstack((np.ones(6)*670,np.ones(2)*700,np.ones(6)*560,np.ones(4)*400,np.ones(6)
       ↪ *670,np.ones(6)*670,np.ones(6)*560,np.ones(6)*560,np.ones(2)*400,np.ones(2)*400)
       ↪ )
51 ELR=np.hstack((elrnorm,elr700,elrnorm,elr400_2,elrnorm,elrnorm,elrnorm,elrnorm,elr400_1
       ↪ ,elr400_1))
   q_g=np.hstack((qnorm,q700,qnorm,q400_2,qnorm,qnorm,qnorm,qnorm,q400_1,q400_1))
53
   # Startwerte
55 p0=np.array([ 1.0  ,  -2.89243592e-03,    1.7  ,   0])

57 y=np.vstack((m_g,T_WL,ELR,q_g,T_H))

59 # choose THotAir
   idxs=y[4]==670
61 x=y[:,idxs]
   m=m_g[idxs]
63 q=q_g[idxs]
   result=eta_g[idxs]
65
   def h_Q(x,c0,c1,c2,c3):
67         return (c0+(c1)*x[3]**(-c2)+c3*x[1])

69 regmin=1
   regmax=24
71
   popt, pcov = curve_fit(h_Q, x, result,p0,maxfev=25000)
73
   print(popt)
75 n=len(result)
   SqRes=np.sum(np.square(result-h_Q(x,popt[0],popt[1],popt[2],popt[3])))
77 sigma=np.sqrt(SqRes/n)
```

```
print(sigma)

fig0 = pylab.figure(0)
ax0 = fig0.add_subplot(211)
p1=ax0.plot(result,h_Q(x,popt[0],popt[1],popt[2],popt[3]),marker="+",linestyle='None',
    ↪ label='Simulation')
p2=ax0.plot((0.6,0.9),(0.6,0.9))
ax1 = fig0.add_subplot(212)
p3=ax1.plot(q,result,marker="+",linestyle='None',label='Simulation')
N_pl=np.linspace(30,400,50)
pylab.show()
```

Auflistung 10: Python-Skript für die Luftrückführratenregression

```
#!/usr/bin/env python
# -*- coding: iso-8859-1 -*-
"""
Kommentare
"""

import numpy as np
import pylab
import matplotlib
from scipy import interpolate
from scipy.optimize import curve_fit

m670_270=np.array([242.7,192.1,138.6,110.8,84.1,42.7])
m670_200=np.array([214.8,169.8,122.7,98.6,74.6,37.3])
m670_110=np.array([187.4,148.0,107.2,86.2,65.1,31.8])
m560_270=np.array([343.6,275.6,202.5,160.1,124.7,70.0])
m560_200=np.array([291.7,233.0,171.1,138.1,107.1,59.9])
m560_110=np.array([244.8,195.1,143.6,116.9,90.5,50.2])
m700_270=np.array([223.2,176.0])
m400_270=np.array([457.4,329.8,266.6,157.9])
m400_200=np.array([202.6,120.5])
m400_110=np.array([154.3,92.0])
m560_270e=np.array([338.4,270.8,201.1,165.0,126.0])

arr670_270=np.array([84.8,84.8,82.0,75.9,74.0,66.6])
arr670_200=np.array([85.0,84.7,81.7,75.4,73.4,65.3])
arr670_110=np.array([85.7,85.3,81.8,75.4,73.1,64.1])
arr560_270=np.array([85.8,86.5,84.9,77.6,76.6,72.7])
arr560_200=np.array([85.9,86.3,84.1,77.5,76.4,72.0])
arr560_110=np.array([86.4,86.7,84.3,77.8,76.4,71.4])
arr700_270=np.array([84.6,84.3])
arr400_270=np.array([88.8,78.7,79.7,78.2])
arr400_200=np.array([79.7,77.6])
arr400_110=np.array([79.7,77.3])
arr560_270e=np.array([84.0,84.4,84.6,84.1,80.2])

elrnorm=np.array([0.5,0.375,0.167,0.0,0.0,0.0])
elr700=np.array([0.5,0.375])
elr400_1=np.array([0.0,0.0])
elr400_2=np.array([0.167,0.0,0.0,0.0])

m_g=np.hstack((m670_270,m700_270,m560_270,m400_270,m670_110,m670_200,m560_110,m560_200,
    ↪ m400_200,m400_110))
ELR=np.hstack((elrnorm,elr700,elrnorm,elr400_2,elrnorm,elrnorm,elrnorm,elrnorm,elr400_1
    ↪ ,elr400_1))
T_WL=np.hstack((np.ones(6)*270,np.ones(2)*270,np.ones(6)*270,np.ones(4)*270,np.ones(6)
    ↪ *110,np.ones(6)*200,np.ones(6)*110,np.ones(6)*200,np.ones(2)*200,np.ones(2)*110)
```

```
    ↪ )
ARR_g=np.hstack((arr670_270,arr700_270,arr560_270,arr400_270,arr670_110,arr670_200,
    ↪ arr560_110,arr560_200,arr400_200,arr400_110))
ARR_g=ARR_g/100

p0=np.array([0.9,-1.5,0.5,0])

y=np.vstack((m_g,ELR,T_WL))

# choose ELR active or not
idxs=y[1]>0
x=y[:,idxs]
result=ARR_g[idxs]

def f_Q(N, a0, a1, a2, a3):
        return a0+(a1)*N[0]**(-a2)+a3*N[2]

regmin=1
regmax=24
popt, pcov = curve_fit(f_Q, x, result,p0,maxfev=25000)

print(popt)
n=len(result)
SqRes=np.sum(np.square(result-f_Q(x,popt[0],popt[1],popt[2],popt[3])))
sigma=np.sqrt(SqRes/n)
print(sigma)

fig0 = pylab.figure(0)
ax0 = fig0.add_subplot(211)
p1=ax0.plot(result,f_Q(x,popt[0],popt[1],popt[2],popt[3]),marker="+",linestyle='None',
    ↪ label='Simulation')
p2=ax0.plot((0.6,0.9),(0.6,0.9))
ax1 = fig0.add_subplot(212)
p3=ax1.plot(x[0,:],result,marker="+",linestyle='None',label='Simulation')
pylab.show()
```

C Massenstromvergleich: STRAL und OpenFOAM

In Abschnitt 2.4.1 wurde erklärt, wie eine Massenstromverteilung mit dem Programm STRAL bestimmt und für die CFD-Simulationen in Druckverlustbeiwerte umgerechnet wurde. Im Vergleich zu den gezeigten Simulationen unterscheiden sich die Massenströme von der Auslegung. In diesem Abschnitt sollen daher kurz die Gründe für diese Abweichungen aufgeführt werden. Für den Vergleich der Massenströme ist eine genaue Beachtung des Betriebspunktes notwendig, bei dem die Auslegung in STRAL erfolgte. Abweichend von den Temperaturen der Vorüberlegungen für die Vorschrift des ELR-Anteils (Gl. 3.1) wurde bei Vollast eine Heißlufttemperatur von 650 °C und eine Rückführlufttemperatur von 120 °C und ein ELR-Anteil von 50 % genutzt. Dies führte zu einem Heißluftmassenstrom von 166 $\frac{\text{kg}}{\text{s}}$. Von den durchgeführten Simulationen kommt diesem Betriebspunkt die Simulation *KF21* am nächsten (Tab. 3.6, $\frac{\dot{Q}_I}{\dot{Q}_{I,Design}} = 100\,\%$, $T_{HotAir,Soll} = 670\,°\text{C}$, $T_{ReturnAir,r} = 110\,°\text{C}$ und $elr = 50\,\%$). Der Heißluftmassenstrom liegt bei dieser Simulation mit 187,4 $\frac{\text{kg}}{\text{s}}$ etwa 13 % über dem Auslegungswert. Wie Abbildung C.1 zeigt, gleicht die Massenstromverteilung der Heißluft für die Simulation *KF21* qualitativ der

mit STRAL ausgelegten Verteilung. Neben den (kleineren) Unterschieden der Temperaturen (vgl. Abschn. 3.3) ist die Differenz im Gesamtmassenstrom vor allem auf die Luftrückführrate zurückzuführen. Die Berechnungen mit STRAL neben eine über die Receiverfläche konstante ARR von 70 %[8] an und bei der Simulation *KF21* beträgt die ARR hingegen 85,7 %. Aus der ARR folgt, dass bei *KF21* die mittlere Eintrittstemperatur in den Receiver höher ist und daher insgesamt ein größere Massenstrom erhitzt werden kann. Insbesondere wird auch die ELR und die dadurch im unteren Teil des Receivers besonders hohe ARR (vgl. Abb. 3.6) nicht berücksichtigt, hieraus erklären sich die Muster in der Heißluftverteilung und das Verbesserungspotential der Druckverlustbeiwertanpassungen in Abschnitt 4.3.2. Für die Simulation

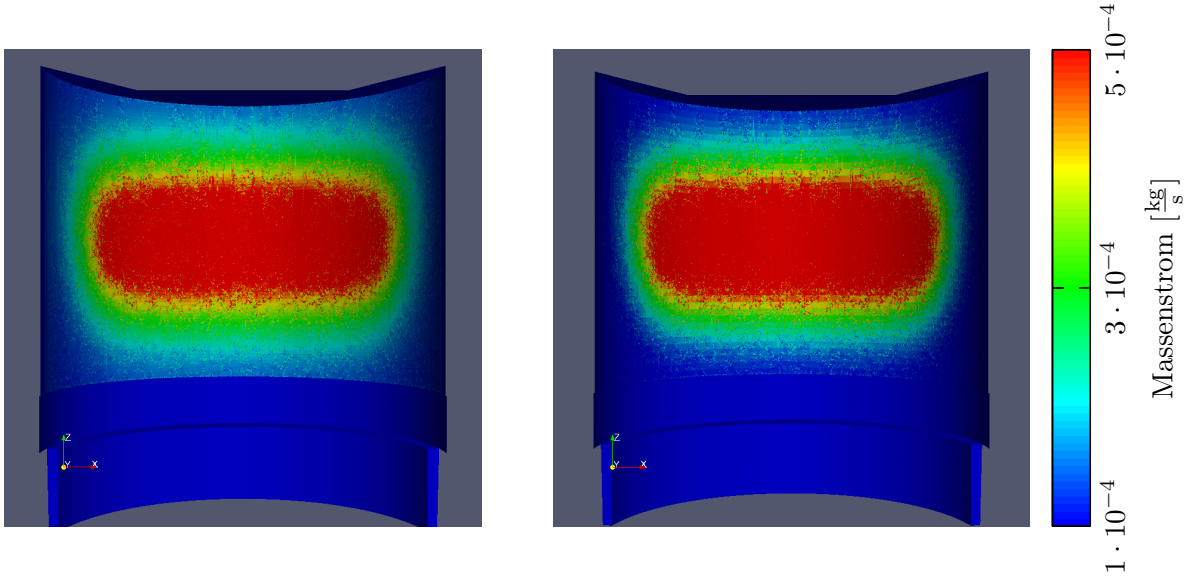

Abbildung C.1: Vergleich der Verteilung der Heißluftmassenströme zwischen den STRAL Auslegungswerten (links) und Simulation *KF21* (rechts)

KF21 beträgt die Druckdifferenz der Heißluft mit 5170 Pa das 4,9-fache des Auslegungswertes von 1056 Pa (Abschn. 2.4.1). Die Druckverlustbeiwerte wurden mit den in STRAL bestimmten Massenströme über die Gleichungen 2.3 und 2.3 berechnet. Da für *KF* der Heißluftmassenstrom größer als bei der Auslegung ist, erklärt dies einen Teil der erhöhten Druckdifferenz. Nach den genannten Gleichungen ist die Druckdifferenz proportional zum Quadrat des Massenstroms, damit sorgt hier der erhöhte Heißluftmassenstrom für einen Faktor von 1,27 in dem Anstieg der Druckdifferenz. Ein weiterer großer Teil der Abweichung ist auf die verwendeten Dichten in den beiden Gleichungen zurückzuführen. Genutzt wurden eine Dichte von 0,82 $\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ für die Heiß- und 0,89 $\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ für die Rückführluftdruckverlustbeiwerte.[8] Berechnet wurden die beiden Dichten für die jeweiligen Eintrittstemperaturen, wobei für die Heißluft 150 °C angenommen wurden. Diese Annahme beruht wie die Bestimmung der Massenströme auf einer ARR, die für das Referenzkraftwerk zu konservativ gewählt wurde. Bei STRAL wiederum wird aber, wie eine Überprüfung zeigte, die Dichte nicht bei der Eintrittstemperatur sondern bei der Temperatur vor der Blende, an der der größte Teil des Druckverlustes entsteht. Hier herrscht bereits in etwa die Heißlufttemperatur von 650 °C und damit liegt die Luftdichte bei nur 0,3694 $\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$.[8] Das heißt, alleine durch die unterschiedlichen verwendeten Dichten werden in den CFD-Simulationen die Druckdifferenzen um einen Faktor von 2,22 zu groß berechnet.

Hinzu kommt die Änderung aufgrund der Massenströme.