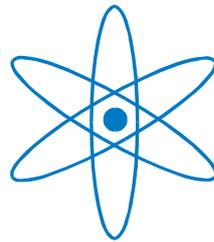




**TECHNISCHE UNIVERSITÄT
MÜNCHEN**

PHYSIK-DEPARTMENT



**Verfahren zur optischen und thermischen
Auslegung von konzentrierenden Solarkollektoren
für Prozesswärmeanlagen**

Dissertation

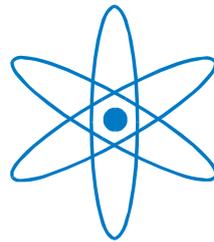
von

Cornelia Clement



TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

PHYSIK-DEPARTMENT



Verfahren zur optischen und thermischen Auslegung von konzentrierenden Solarkollektoren für Prozesswärmeanlagen

Cornelia Clement

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Physik der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktors der Naturwissenschaften (Dr.rer.nat) genehmigten Dissertation.

Vorsitzender:

Univ. Prof. Dr. Manfred Kleber

Prüfer der Dissertation:

1. Univ. Prof. Dr. Dietmar Hein
2. Univ. Prof. Dr. Dr. h. c. Alfred Laubereau

Die Dissertation wurde am 30.04.2004 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Physik am 12.08.2004 angenommen.

Inhaltsverzeichnis	1
1 Einleitung	3
1.1 Wärmebedarf in Deutschland	3
1.2 Bisherige Arbeiten und Stand der Forschung	4
1.3 Ziel der Arbeit	10
1.4 Vorgehensweise	11
2 Strahlungstransfer	15
2.1 Phasenraum, Strahlungstransfer und Konzentration	15
2.1.1 Strahlungstransfer in der geometrischen Optik	15
2.1.2 Strahlungskonzentration in der geometrischen Optik	17
2.1.3 Konzentration der Solarstrahlung	17
2.1.4 Konzentratoren und Akzeptanzverhalten	20
2.1.5 Transformationen zwischen Orts- und Phasenraum	21
2.2 Transfer der Solarstrahlung in der Atmosphäre	23
2.2.1 Abschwächung der Solarstrahlung durch Streuprozesse	23
2.2.2 Abschwächung der Solarstrahlung durch Absorption	24
2.3 Von Kollektoren nutzbare Solarstrahlung	26
2.3.1 Einfluss transparenter Abdeckungen	27
2.3.2 Einfluss von Absorberbeschichtungen	29
3 Solarkollektoren	33
3.1 Optische Eigenschaften	34
3.2 Thermische Eigenschaften	37
3.3 Abschätzung der Kollektorkennlinien	38
4 Modellierung des optischen Verhaltens	41
4.1 Strahlverfolgungsprogramm ASAP	41
4.2 Optische Modellierung der Kollektoren	42
4.3 Modellierung der Kollektorfelder	45
4.3.1 Verschattung polar aufgestellter Module	46
4.3.2 Verschattung horizontaler Parabolrinnen	49
4.3.3 Verschattung polar aufgestellter, nachgeführter Röhren	50
4.3.4 Verschattung bei Ost-West-Aufstellung	52
4.4 Wirkungsgrade für diffuse Strahlung für Kollektorfelder	53
4.5 Modellierung von Spiegelfehlern	54
5 Modellierung des thermischen Verhaltens	55
5.1 Thermisches Simulationsprogramm TRNSYS	55
5.2 Bestehende Modelle zur Beschreibung von Kollektoren	55
5.3 Neu entwickelte Kollektormodelle	58
5.4 Auslegung des Kollektorfeldes	58
6 Technische Kollektorentwicklung	60
6.1 Anforderungen an die eingesetzten Werkstoffe	60
6.2 Koaxialabsorber als Wärmetauscher	61
6.2.1 Bestimmung der Strömungsform	61

6.2.2 Berechnung des Wärmedurchgangskoeffizienten _____	62
6.3 Entwicklung eines geeigneten Gehäuses _____	63
6.3.1 Wärmeleitung durch anschließende Rohrleitungen _____	63
6.3.2 Wärmeleitung durch das anschließende Gehäuse _____	64
7 Experimente _____	65
7.1 Prinzip der dynamischen Vermessung _____	65
7.2 Messaufbau für den nachgeführten Kollektor _____	66
7.2.1 Thermische Bestimmung des optischen Wirkungsgrades _____	66
7.2.2 Thermische Vermessung zur Parameteridentifikation _____	68
7.3 Messaufbau für den nicht-nachgeführten Kollektor _____	69
7.3.1 Thermische Bestimmung des optischen Wirkungsgrades _____	69
7.3.2 Thermische Vermessung zur Parameteridentifikation _____	70
7.4 Fotografische Messungen _____	71
8 Experimentelle Ergebnisse _____	73
8.1 Bestimmung des optischen Verhaltens _____	73
8.1.1 Optik des nachgeführten Kollektors _____	73
8.1.2 Optik des nicht-nachgeführten Kollektors _____	74
8.2 Bestimmung des thermischen Verhaltens _____	76
8.2.1 Thermisches Verhalten des nachgeführten Kollektors _____	76
8.2.2 Thermisches Verhalten des nicht-nachgeführten Kollektors _____	80
9 Simulation von Prozesswärmanlagen _____	84
9.1 Anlagensimulation für Testreferenzjahre _____	84
9.2 Berechnung ausgewählter Anlagenkomponenten _____	86
9.3 Implementierung der Simulations- und Messergebnisse _____	87
10 Ergebnisse der Simulationen _____	91
10.1 Sensitivitätsanalysen _____	91
10.1.1 Sensitivität hinsichtlich der Genauigkeit der Optik _____	91
10.1.2 Sensitivität hinsichtlich des Massenstroms _____	93
10.1.3 Sensitivität hinsichtlich der Ausrichtung _____	94
10.1.4 Sensitivität hinsichtlich der Betriebstemperatur _____	95
10.1.5 Verschiedene Standort-Kollektor-Kombinationen _____	98
10.2 Einfluss von Konstruktionsdetails auf den Ertrag _____	100
11 Zusammenfassung _____	102
A Anhang _____	I
A.1 Fehlerrechnung _____	I
A.2 Symbolliste _____	IV
A.3 Lebenslauf _____	VII
A.4 Quellen _____	VIII
A.5 Konstruktionszeichnung des ersten Prototyps _____	XIII

Danksagung

1 Einleitung

1.1 Wärmebedarf in Deutschland

In der Bundesrepublik Deutschland existiert, wie in Abb. 1.1 zu erkennen ist, ein großer Anteil an Raumheiz- und an Prozesswärme. Am gesamten Endenergieverbrauch der Bundesrepublik im Jahre 1999 von 9288 PJ hatte die Industrie einen Anteil von rund 25 %. Der Endenergieverbrauch der Industrie diente zu etwa zwei Drittel der Prozesswärmeerzeugung, für mechanische Energie wurde rund ein Fünftel aufgewendet. Für die Deckung des Bedarfs an Raumheiz- und an Prozesswärme kann die Solarthermie einen wichtigen Beitrag leisten.

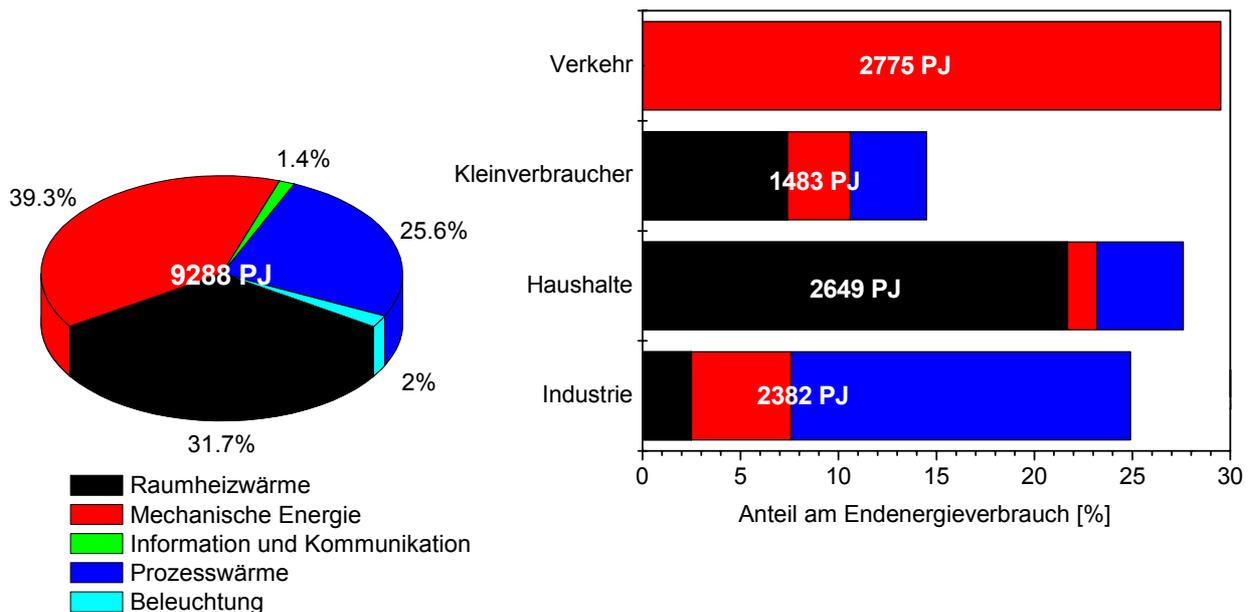


Abb. 1.1 Aufteilung des Endenergieverbrauchs auf Bedarfsarten und Verbrauchersektoren für Raumheizwärme, mechanische Energie und Prozesswärme für Deutschland im Jahre 1999 (die verwendeten Daten stammen von AG Energiebilanzen, VDEW-AA-Marketing, RWE Energie AG, IfE/TU München, FfE München, 2000)

Abb. 1.2 zeigt die Aufteilung des industriellen Prozesswärmebedarfs nach Temperaturniveaus. Wie man sieht, ist der Bedarf oberhalb von 200 °C besonders hoch, für dessen Deckung der Einsatz schwach konzentrierender Kollektoren vielversprechend ist (siehe hierzu auch Kapitel 2). Anwendungen schwach konzentrierender, nachgeführter Kollektoren liegen in der Wärmebereitstellung für industrielle Prozesse, in solar beheizten Vorwärmstufen bei Kraftwerken (siehe Kapitel 1.2) und der Antriebswärme für effiziente solare Absorptionskälteanlagen und dem Betreiben einer Wärmepumpe. Temperaturen bis 300 °C werden in der Waschmittelindustrie zum Trocknen von Milch und Blut benötigt, Temperaturen zwischen 150 °C und 250 °C zum Rösten von Kaffee und Kakao und die Gummiherstellung verlangt Temperaturen zwischen 150 und 300 °C für die Vulkanisierung. Auch in der Chemie werden zur Destillation für die Lösemittel- und Rohölherstellung Temperaturen zwischen 300 und 400 °C benötigt. In der Nahrungsmittelindustrie werden Ethanol und Fettsäuren zwischen 110 und 300 °C destilliert. Kunststoffe und Spanplatten werden bei ihrer Herstellung zwischen 120 und 180 °C gepresst. Das Backen von Brot erfordert ebenfalls Temperaturen zwischen 160 und 250 °C, die Herstellung von Papier Temperaturen zwischen 60 und 300 °C [3].

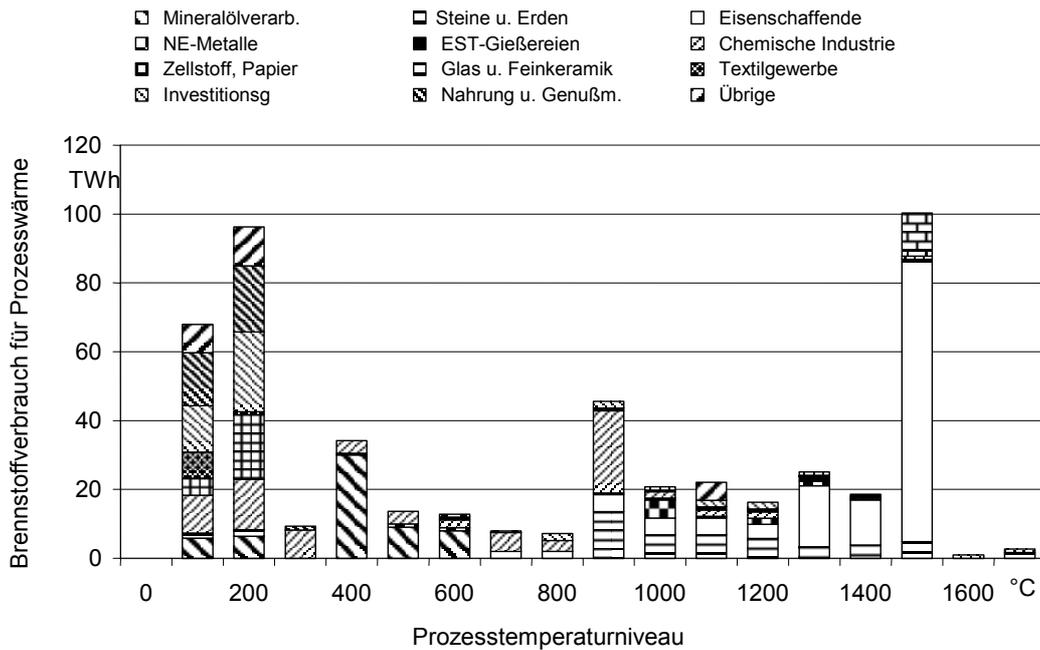


Abb. 1.2: Aufteilung des reduzierten Brennstoffverbrauchs für industrielle Prozesswärme auf Temperaturintervalle von 100 K im Jahr 1994, Grafik der Forschungsstelle für Energiewirtschaft, München

Das Rösten von Kaffee stellt eine attraktive Anwendungsvariante solarer Prozesswärme dar, da dieser in südlichen Regionen unter hervorragenden Einstrahlungsbedingungen angebaut wird. Nach dem Röstvorgang verfügt Kaffee über eine lange Haltbarkeit, kann also anschließend auf dem Schiffsweg transportiert werden.

Mit Prozesstemperaturen von 250 °C lassen sich feste Sorptionsmaterialien sehr gut regenerieren. Mit diesen Materialien lassen sich effiziente Wärmespeicher und Sorptionskreisläufe aufbauen. Diese Sorptionsprozesse bieten die Möglichkeit, mit niedrigem Primärenergieaufwand Gebäude zu heizen, zu klimatisieren und Wärme zu speichern [4, 5].

1.2 Bisherige Arbeiten und Stand der Forschung

Was bisher über solarthermische, hocheffiziente und schwachkonzentrierende Kollektoren und deren Implementierung in industrielle Prozesswärmeanlagen geforscht wurde und warum speziell in diesem Bereich Nachholbedarf besteht, soll im Folgenden erläutert werden:

Im Jahre 1974 führte Winston [6] den CPC-(Compound Parabolic Concentrator) Kollektor ein, dessen Reflektor aus mehreren zusammengesetzten, parabelförmigen Stücken besteht (siehe Abb. 3.1). Seither wurden viele Vergleichsstudien nicht-nachgeführter und nachgeführter Kollektoren durchgeführt, die jedoch in den meisten Fällen analytischer Natur waren.

Rabl [7] stellte bereits 1976 verschiedene Kollektortypen, unter anderem auch asymmetrische Kollektoren, vor, die analytisch beschrieben und teilweise mittels Strahlverfolgungsrechnungen analysiert wurden.

Im Jahre 1979 beschäftigte sich Grimmer [8] mit dem analytischen Vergleich parabelförmiger (SPC von Simple Parabolic Concentrator) und CPC-förmiger Konzentratoren. Er verglich diese zwei Kollektortypen hinsichtlich ihrer Effizienz zur Konzentration diffuser Strahlung und ihrer Reflektorgrößen. Grimmer kam zu dem Ergebnis, dass bei Vergrößerung des Ab-

sorbers auch mit dem SPC ein relativ großer Teil der diffusen Strahlung mitgenutzt werden kann, sodass dieser aufgrund der kleineren, erforderlichen Spiegelgröße und einfachen Konstruktion gegenüber dem CPC-Kollektor Vorteile aufweist, obwohl der SPC bei gleicher Konzentration nur über etwa $1/3$ des Akzeptanzhalbwinkels (siehe Abb. 2.3) des CPC-Kollektors verfügt, also „nachgeführt“ werden muss.

Garrison [9] präsentierte 1979 Kriterien für die schrittweise Optimierung des „Sammelns solarthermischer Energie“, angewandt auf einen nicht-nachgeführten Kollektor unter zusätzlicher Berücksichtigung der Kosten. Seine Optimierungsschritte für zwei verschiedene Betriebstemperaturen führten ihn zum Design eines komplett aus Glas bestehenden, evakuierten Kollektors, dessen Glasröhre in der unteren Hälfte CPC-förmig gestaltet und innen verspiegelt ist. Wärmeübergangsrechnungen wurden für ein parallel durchströmtes Kollektormodul durchgeführt, um Strahlungswerte, Werte für die Wärmeleitung und Pumpverluste zu erhalten, anhand derer er auf optimale Betriebsbedingungen und Geometrien schloss. Garrison [9] berücksichtigte hierbei keinen Speicher. Verschiedene Absorbergeometrien für diesen Kollektor wurden verglichen. Er betrachtete die Temperaturverteilung entlang des Kollektormoduls, wodurch er die durchschnittliche Strahlungsleistung pro Einheitsfläche bestimmte, also Strahlungsverluste pro Einheitslänge errechnen konnte, welche eine Modullänge von 4 m ergaben. Dies ist genau die Länge, die der VAC-2008 Kollektor von SOLEL [10], ein evakuierter Röhrenkollektor, besitzt. Die Optimierung erfolgte durch Variation sämtlicher für den Kollektorbetrieb relevanten Parameter (s. u.), abgesehen von der Modullänge, für vier verschiedene Kühlflüssigkeiten und zwei Betriebstemperaturen von 80 °C und 200 °C . Darauf aufbauend stellte Garrison [11] ein Modell vor, um die durchschnittliche Winkelverteilung und Intensität der auf den Kollektor einfallenden Solarstrahlung als Funktion der Bestrahlungsstärke auf eine horizontale Fläche und der Tages- und Jahreszeit zu bestimmen. Dieses Modell wird verwendet, um die Strahlungssammlung durch einen Kollektor mit approximativ optimiertem Design zu untersuchen. Garrison [11] untersuchte die Änderung der absorbierten Strahlung als Funktion der Strahlungsart (Diffus-, Direktstrahlung) für verschiedene Regionen, der Betriebstemperatur, der Umgebungstemperatur, des Akzeptanz- und des Anstellwinkels, der selektiven Beschichtungseigenschaften und der Reflexion des Glases, um weitere Optimierungsmöglichkeiten herauszufinden. Betriebsdaten des so optimierten Kollektors verglich er mit anderen nachgeführten Kollektoren für verschiedene Betriebstemperaturen bis zu 320 °C . Garrison [11] fand heraus, dass bei einer Betriebstemperatur von 300 °C ein kleinerer Akzeptanzhalbwinkel als $\vartheta_A \approx 31^\circ$ eine Nachführung erforderlich macht, da ansonsten nur 6 Stunden täglich die einfallende Solarstrahlung genutzt werden kann. Bei Betriebstemperaturen von 200 °C hingegen ist die Betriebsweise des Kollektors nicht sensibel hinsichtlich des relativ großen Akzeptanzwinkels. Man muss bei nicht-nachgeführten Kollektoren stets einen Mittelweg finden zwischen zugelassenen Strahlungsverlusten und täglicher Betriebszeit. Garrison [11] weist darauf hin, dass gerade im höheren Temperaturbereich ein optimales Kollektordesign immer wichtiger wird. Hier weist sein optimierter CPC-Kollektor die größten Vorteile gegenüber anderen Kollektoren mit nicht optimiertem Design aus dem Jahre 1979 auf.

McIntire [12] präsentierte und analysierte 1979 CPC-Reflektoren mit verschiedenen Akzeptanzwinkeln und sogenannten „Reflektorkürzungen“. Ein Verzicht auf den oberen und äußersten Bereich idealer CPC-Reflektorformen, d. h. Reflektorformen, die eine maximale Strahlungskonzentration für einen bestimmten Akzeptanzhalbwinkel ermöglichen (siehe Kapitel 2.1.3), bewirkt eine nur minimale Verringerung des optischen Wirkungsgrades für direkte und diffuse Einstrahlung, da im oberen und äußersten Bereich des Reflektors kaum Reflexionen stattfinden. Diese Reflektorkürzungen bedeuten aber eine erhebliche Materialersparnis und bessere „Handhabbarkeit“ der Kollektoren aufgrund einer deutlich niedrigeren Bauhöhe. Er

erläuterte die Zusammenhänge zwischen der Kürzung, deren Einfluss auf die Konzentration und den jeweiligen Akzeptanzwinkel als Wegweiser für die Gestaltung von CPC-Trögen.

1980 optimierte McIntire [13] analytisch und mittels Strahlverfolgungsrechnungen Geometrien für nicht-nachgeführte CPC-Reflektoren, deren rohrförmige Absorber sich in einer evakuierten Glasröhre befinden. Seine Reflektoren zeichnen sich durch sehr große Akzeptanzhalbwinkel $\Theta_A \geq 60^\circ$ aus, welche eine größere Freiheit bei der Aufständigung ermöglichen und einen größeren Teil der Diffusstrahlung nutzen als Ost-West-aufgestellte CPC-Kollektoren, da deren Akzeptanzhalbwinkel in der Regel in der Größenordnung der Deklination von $23,45^\circ$ [14] liegen. Viel verspricht sich der Autor von einer durch große Akzeptanzhalbwinkel bedingte, geringere Anforderung an die Fertigungsgenauigkeit und geringeren „Kosinus-Verlusten“. „Diese Kosinus-Verluste“ rühren daher, dass bei schrägem Einfall der Solarstrahlung die jeweilige Eingangsapertur (Eintrittsfläche der Solarstrahlung in den Kollektor) des Kollektors von der Strahlung verkürzt gesehen wird. Das bedeutet, der Kollektor kann nur senkrecht einfallende Strahlung vollständig nutzen, so dass man auch von einer „Verdünnung“ der Solarstrahlung sprechen kann. Da bei in Ost-West-Richtung aufgestellten Kollektoren die Solarstrahlung häufig in axialer Richtung, d. h. entlang der Längsachse des Kollektors, unter sehr großen Einfallswinkeln einfällt, führt diese Aufstellung saisonal zu merklichen Wirkungsgradeinbußen. McIntire [13] führte Potenzialabschätzungen über den Tagesgang mit verschiedenen verkürzten Reflektorformen und Akzeptanzwinkeln durch, deren erforderliche Daten er durch Strahlverfolgungsrechnungen erhielt. In die Rechnungen gingen ein winkelabhängiger Absorptionsgrad des Absorbers, Reflexionsverluste und Verluste aufgrund der zwischen Reflektor und Absorber befindlichen Lücke ein. Diese Lücke befindet sich direkt unterhalb des Absorberrohres und ist konstruktionstechnisch erforderlich, um Glasbruch und ein Aufheizen des Reflektors, was zu einem schlechteren Reflexionsgrad für direkte Einstrahlung führen würde, zu verhindern. Große Akzeptanzhalbwinkel erlauben jedoch nur sehr geringe Konzentrationen, sodass zum Erreichen von Temperaturen höher als 250°C mit nicht-nachgeführten Kollektoren eine Ost-West-Aufstellung mit dementsprechend kleinerem Akzeptanzwinkel sinnvoller sein dürfte. Mills et al. [15] kamen ebenfalls im Jahre 1986 durch analytische Potenzialabschätzungen mittels Computersimulation zu dem Ergebnis, dass für Betriebstemperaturen oberhalb 100°C eine Ost-West-Ausrichtung zweckmäßig ist. Auch das soll in der vorliegenden Arbeit quantitativ gezeigt werden, nachdem auch andere mathematische Analysen evakuierter, zylindrischer Röhrenkollektoren, wie die von Felske [16], eine Nord-Süd-Aufstellung gegenüber einer Ost-West-Aufstellung aufgrund verbesserter Transmission durch die transparente Röhre favorisieren.

Von Hsieh [17] wurden 1981 mathematische Formulierungen zum Analysieren der thermischen Prozesse in einem „klassischen“ CPC-Kollektor mit evakuierter Ummantelung des rohrförmigen Absorbers und zusätzlicher ebener transparenter Abdeckung des Troges durchgeführt, da bis zu diesem Zeitpunkt nach Hsieh [17] CPC-Tröge in erster Linie optisch untersucht wurden. Für Effizienzgleichungen verwendete der Autor den Hottel-Whillier-Woertz-Bliss-Formalismus [18, 19, 20]. Hsieh [17] modellierte das optische und thermische Gesamtsystem „Kollektor“ durch ein komplexes, elektrisches Ersatzschaltbild. Das Modell berücksichtigt im Gegensatz zu den meisten anderen analytischen Arbeiten nahezu sämtliche für den Kollektorbetrieb relevanten physikalischen Effekte, wie Rückreflexionen von der transparenten Abdeckung, diffuse Anteile der Reflexionsgrades des Reflektors, Wärmeübergänge für sämtliche Komponenten des Systems, etc. Lediglich der Emissionsgrad des Absorbers wird vereinfacht als temperaturunabhängig angenommen. Diese Gleichungen gingen wiederum in ein Computerprogramm ein, in welchem unter verschiedenen Betriebsbedingungen der Kollektor analysiert wurde; er wurde auch experimentell vermessen und die Resultate wurden anschließend miteinander verglichen. Er schloss aus den Resultaten, dass die Eigenschaften

des Kollektors in erster Linie durch die optische Effizienz bestimmt werden und damit direkt proportional zum Transmissionsgrad der transparenten Abdeckung, dem Reflexionsgrad des Reflektors und dem Absorptionsgrad des Absorbers sind.

Universelle Korrelationen zur Vereinfachung der Handhabbarkeit umfangreicher Wetterdaten verschiedener Regionen als Eingabe für umfangreiche Modellierungen der verschiedenen Kollektortypen für Ertragsrechnungen wurden 1981 von Rabl [21] entwickelt. Dies führt zu kürzeren Rechenzeiten und dient der Vereinfachung der häufig sehr aufwändigen Modelle. Anwendbar sind diese Korrelationen, wenn die durchschnittliche, minimale Betriebstemperatur für die zu liefernde Wärme bekannt ist. Proctor [22] stellt in Frage, ob diese für Röhrenkollektoren anwendbar sind, da der Wärmeverlustkoeffizient als vom Einfallswinkel abhängig betrachtet werden kann. Nach Proctor [22] ist der Wärmeverlust eines Kollektormoduls bei sehr schrägem Einfall der Solarstrahlung aufgrund der entstehenden „heißen Linie“ für die innerhalb dieser Linie liegenden Kollektorrohre geringer. Bei Rabl [21] wird die Kollektorleistung „klassisch“, also basierend auf normaler Einstrahlung unter Berücksichtigung des „IAM“ (**I**ncidence **A**ngle **M**odifier, siehe hierzu Kap. 2.1.4) zur Einbeziehung variierender Einfallswinkel in die Berechnung des optischen Wirkungsgrades berechnet. Allerdings berücksichtigt Rabl [21] nicht die Abhängigkeit des Wärmeverlustes vom Einfallswinkel.

1982 veröffentlichten Rabl et al. [23] Ergebnisse analytischer Optimierungen parabolischer Konzentratoren als Richtlinie für das optimale Design für jeweils unterschiedliche Arbeits-temperaturbereiche sowie über den Einfluss der verwendeten Materialien und Arbeitsmedien. Nach Meinung von Rabl et al. [23] könnten numerische Optimierungen zwar zahlreiche detaillierte Informationen liefern, jedoch fehlt es ihnen an wichtigen funktionalen Zusammenhängen zur Ermöglichung eines intuitiven Verständnisses. Zu diesem Zeitpunkt mangelte es jedoch an Rechnerkapazität und hochentwickelten Strahlverfolgungsprogrammen, welche die Erfassung nahezu sämtlicher relevanter physikalischer Parameter zum einen auf sehr einfache Art und Weise ermöglichen und zum anderen anschauliche Analyseergebnisse liefern. Rabl et al. [23] kamen zu dem Ergebnis, dass für einen weiten Temperaturbereich eine spezifische Optimierung genüge. Andere Wirkungsgrade ergeben sich durch das Berechnen mit unterschiedlichen, für die jeweiligen Temperaturen spezifischen Verlusten. Auf Breitengraden um 35° ergibt eine Nachführung um die Nord-Süd-Achse bei Rinnen mit für diese optimalen geometrischen Konzentrationen zwischen $C = 25$ und $C = 30$ um 10 % höhere Wirkungsgrade als eine Nachführung um die Ost-West-Achse.

Im Jahre 1984 untersuchten und modellierten Snail et al. [24] einen nicht-nachgeführten, evakuierten Röhrenkollektor mit integriertem CPC-Reflektor (ISEC), der Temperaturen bis 300°C liefern kann und bei einer Temperatur von 200°C noch Wirkungsgrade von 0,6 erreicht. Der ISEC-Kollektor verfügt über eine im unteren Bereich CPC-förmig gestaltete Röhre, welche mit einer spiegelnden Schicht versehen ist. Diesen verglichen die Autoren mittels eines selbstentwickelten Simulationsprogramms ertragsmäßig für Testreferenzjahre verschiedener Regionen der USA mit einer nachgeführten Parabolrinne und mit einem Flachkollektor. Snail et al. [24] kamen zu dem Resultat, dass beispielsweise in Phönix, also einer Region mit einer hohen direkten Bestrahlungsstärke und geringem Diffusanteil bis zu Temperaturen von etwa 250°C ein nicht-nachgeführter, in die Röhre implementierter CPC-Trog höhere Jahreserträge im Vergleich zu einer nachgeführten Rinne liefert, oberhalb dieser Temperatur allerdings geringere Erträge als die Rinne liefert. In Gegenden mit höherem Diffusanteil der Solarstrahlung, wie beispielsweise Boston oder Chicago, liefert der ISEC-Kollektor bessere Erträge. Bei einer direkten Bestrahlungsstärke von 1100 W/m^2 lassen sich mit dem ISEC-Kollektor bei Temperaturen von 300°C thermische Wirkungsgrade von 0,5 erreichen. Snail et al. weisen auf Stillstandsprobleme hin. So ist eine Temperaturbeständigkeit von 450-

500 °C der selektiven Absorberschicht notwendig, was Probleme verursachen könnte, da derzeitige, auf dem Markt erhältliche, gesputterte Schichten für rohrförmige Absorber lediglich bis zu Temperaturen von etwa 320 °C stabil sind. Auch verursacht die Produktion der CPC-förmigen Glasröhre hohe Kosten.

Mills et al. [25] verglichen im Jahre 1994 verschiedene konzentrierende symmetrische und asymmetrische Reflektorformen für nicht-nachgeführte, evakuierte Röhrenkollektoren. Als Reflektorformen verwendeten die Autoren klassische Parabeln, extrem und weniger extrem asymmetrische und gekürzte, symmetrische CPC-Formen. Sie untersuchten insgesamt 24 Formen mit geometrischen Konzentrationen von 1 bis 5. Davon waren 13 asymmetrische CPC, 7 waren symmetrische CPC und 4 davon waren Parabelformen. Die optischen Wirkungsgrade der einzelnen Reflektorformen wurden mittels Strahlverfolgungsrechnung bestimmt. Diese optischen Wirkungsgrade dienten wiederum als „Input“ für thermische TRNSYS Simulationen für eine Betriebstemperatur von 100 °C. Die Berechnungen wurden für einen Zeitraum von jeweils einem Jahr mit Strahlungsdaten eines Testreferenzjahres von Sydney durchgeführt. Zur Analyse potenzieller Anwendungsgebiete gingen verschiedene saisonale Lastprofile, jedoch keine konkreten modellierten Anlagen in die Rechnungen mit ein. Auch wurde ein Speicher und dessen Auslegung diskutiert. Anhand der so berechneten jährlichen Ertragsdaten wurden optimale optische Konfigurationen bestimmt. Dies geschah durch Implementierung des jeweiligen optischen Modells in das Gesamtmodell. Auf diese Art und Weise wurde ohne Berücksichtigung des Speichers für eine gegebene Lastverteilung die jeweils optimale, optische Konfiguration gefunden.

Spirkl et al. [14] leiteten 1998 eine theoretische Obergrenze des geometrischen Konzentrationsverhältnisses nicht-nachgeführter Kollektoren für niedrige Breitengrade her. Der optimale Akzeptanzwinkel wurde als Funktion der Strahlungsrichtung und der Zeit bestimmt, sodass Ein- und Ausschaltung des Kollektorkreislaufs mit berücksichtigt und theoretisch behandelt werden können. Von Spirkl et al. [14] wurde die zeitlich variable Verteilung der Solarstrahlung berücksichtigt, sodass die analytische Optimierung so durchgeführt wurde, dass Solarstrahlung aus Richtungen geringer Strahlungsdichte vom Kollektor reflektiert wird. Auch wenn Konzentratoren mit Translationssymmetrie (sog. 1-dimensionale Konzentratoren) gegenüber denen ohne Translationssymmetrie (sog. 2-dimensionale Konzentratoren) nicht die optimale Akzeptanz erreichen können, so gehen diese dennoch in die theoretischen Überlegungen von Spirkl et al. [14] mit ein, da sie bei geringen Strahlungsverlusten (nicht zu hohe Betriebstemperaturen) nur unwesentlich schlechter als 2-dimensionale sind. Da beim Betrachten des projizierten Richtungsvektors der einfallenden Strahlung auf die Aperturfläche als Referenzfläche der Akzeptanzbereich eines 1-dimensionalen Konzentratoren dem einer Ellipse entspricht, sollte der tatsächlich gewählte Akzeptanzhalbwinkel größer als die Deklination $\pm\delta_0 = 23,45^\circ$ gewählt werden. Dennoch wird es aufgrund des ellipsenförmigen Akzeptanzbereiches stets Verluste bei Sonnenauf- und Sonnenuntergang geben (s. o.). Die Analysen von Spirkl et al. [14] wurden nur hinsichtlich der Direktstrahlung durchgeführt, ohne Berücksichtigung der Diffusstrahlung und nicht idealer Oberflächen (z. B. Reflexionsverluste, streuende Oberflächen, richtungsabhängige Absorption des Absorbers, etc.). Atmosphärische Streuung kann in Form von Diffusstrahlung durch Ersetzen der Strahlungsverteilungsfunktion mit berücksichtigt werden, wurde jedoch von Spirkl et al. [14] nicht behandelt.

1998 optimierten Muschaweck et al. [26] numerisch und mittels Strahlverfolgungsrechnungen Reflektorformen für nicht-nachgeführte Kollektoren mit röhrenförmigen Absorbern, welche auch experimentell untersucht wurden. Es wurden zum einen symmetrische, zum anderen asymmetrische Reflektorformen optimiert. Es gingen nicht-ideale Reflexionen, reale Wetterdaten, Größenlimitierungen und Lücken zwischen Reflektor und Absorber (s. o.) in die Opti-

mierungen ein. Auch wurden für die jeweiligen Breitengrade angepasste Anstellwinkel zur Optimierung verwendet. Die Autoren kamen zum Ergebnis, dass für Breitengrade, die nicht in unmittelbarer Nähe des Äquators liegen, asymmetrische Reflektorformen bessere Effizienzen als symmetrische liefern. Thermische Eigenschaften und die Optimierung unter realen Betriebsbedingungen, wie unter einer konkreten Last, waren jedoch nicht Bestandteil der Analysen von Muschaweck et al. [26], in der es um die Optimierung der rein optischen Kollektoreigenschaften, nämlich der Geometrie des Reflektors und der Orientierung des Moduls, ging. Hierfür wurde ein unendlich großes Wärmereservoir als thermische Last angenommen.

Zusammenfassung und Bewertung bisheriger Arbeiten

In den bisherigen Arbeiten, die größtenteils in den siebziger und Anfang der achtziger Jahren entstanden, wie bei Grimmer [8], Rabl et al. [23, 7], Garrison [9], McIntire [13, 12], Hsieh [17] und Snail et al. [24] wurden in erster Linie analytische Vergleichsrechnungen und Optimierungen durchgeführt. So variierte beispielsweise Garrison [9] einzelne Parameter nacheinander, bis er eine optimale Konfiguration fand, welche anschließend in ein Modell für Strahlungssammlungsrechnungen verschiedener Betriebstemperaturbereiche einging. Es wurden also mit ausschließlich analytischen Methoden die Grundsteine für optimales Design in den jeweiligen Temperaturbereichen, deren Orientierungen und deren Variationen für eine Erhöhung der Effizienz, auch in Bezug auf die Kosten und eine möglichst einfach zu realisierende Konstruktion, gelegt. Mit Ausnahme von Garrison [9] und Hsieh [17] beschäftigen sich die Arbeiten mit evakuierten Röhrenkollektoren fast ausschließlich mit der Analyse der Optik und dem Umgang mit Strahlungsdaten aus verschiedenen Regionen. Hsieh [17] war der Erste, der sich auf komplexe Weise mit dem Gesamtmodell „Kollektor“, allerdings mit einem sehr aufwändigen mathematischen Modell, beschäftigte.

Erst Mitte der neunziger Jahre beschäftigten sich Mills et al. [25] mit einer numerischen Optimierung evakuierter Röhrenkollektoren durch Kombination von Strahlverfolgungsrechnungen und TRNSYS-Simulationen, dies allerdings mit vereinfachenden Annahmen (z. B. ideale Reflexionen), für niedrige Betriebstemperaturen von 100 °C, was erst durch Umprogrammierung der Simulationssoftware TRNSYS gelang, um komplexere Zusammenhänge mit vielen Variablen simulieren zu können. Mills et al. [25] implementierten jedoch ihr Gesamtsystem nicht in eine konkrete Prozesswärmeanlage, sondern optimierten lediglich für eine vorgegebene Last. Zur Verkürzung der Rechenzeit ging der Speicher, dessen Effekt auf den Gesamtbetrieb untersucht wurde, nicht in die Optimierungen ein, sodass man insgesamt von einem stark vereinfachten, verallgemeinerten System sprechen kann, was umfangreiche Informationen bezüglich des Betriebes verschiedener Reflektorformen unter Last liefert. Ende der neunziger Jahre wurden detaillierte Analysen der Optik konzentrierender Reflektoren von Spirkl et al. [14] durchgeführt, welche sehr fruchtbare Ergebnisse hinsichtlich maximaler Konzentration nicht-nachgeführter Kollektoren lieferten. Ebenfalls Ende der neunziger Jahre optimierten Muschaweck et al. [26] numerisch Reflektorgeometrien und Orientierungsmöglichkeiten nicht-nachgeführter Kollektoren.

So existieren also in dem Bereich evakuierter, konzentrierender Röhrenkollektoren noch wichtige Wissenslücken:

- Im Temperaturbereich zwischen 200 und 300 °C existiert ein sehr großer Prozesswärmebedarf. Solarthermische Systeme zur Bereitstellung von Wärme in diesem Temperaturbereich wurden jedoch bisher so gut wie nicht entwickelt, geschweige denn optimiert. Lediglich Snail et al. [24] untersuchten und modellierten 1984 einen nicht-nachgeführten, evakuierten Röhrenkollektor, für den sie in diesem Temperaturbereich Wirkungsgrade von 0,5 angeben. Mills et al. [27] entwickelten ein

komplett anderes System zur Bereitstellung von Wärme in diesem Temperaturbereich in Form eines kleinen Solarturmkraftwerkes, welches als solar beheizte Vorwärmstufe eines Kohlekraftwerkes dient. Ansonsten ging es entweder um sehr viel höhere Temperaturen oberhalb von 450 °C für die solarthermische Stromerzeugung oder es ging um Temperaturen unterhalb von 200 °C für verschiedenste Anwendungen. Welche evakuierten Röhrenkollektoren eignen sich am besten für diesen mittleren Arbeitstemperaturbereich, eher nachgeführte oder nicht-nachgeführte?

- Bisher wurden keine numerischen Optimierungen in dem Temperaturbereich von 200-300 °C durchgeführt, in welchem ein Kollektor nicht nur hinsichtlich seines optischen, sondern auch hinsichtlich seines thermischen Verhaltens zu optimieren ist.
- Optische und zugleich thermische Optimierungen wurden numerisch zum einen in einem niedrigeren Temperaturbereich bis 100 °C, wie von Mills et al. [25], durchgeführt, zum anderen bei einer bestimmten Last. Es existieren jedoch keine Optimierungen durch Integration des Kollektors in eine Prozesswärmanlage mit wechselndem Lastprofil und variablen Temperaturanforderungen, in dem zu bestimmten Zeiten unterschiedliche Temperaturen benötigt werden.
- Die Idee eines einfach zu realisierenden, kostengünstigen und wartungsarmen Konzeptes eines nachgeführten Röhrenkollektors wurde bisher weder ernsthaft verfolgt, noch realisiert.
- Nicht ausreichende Rechnerkapazitäten in den 70-80er Jahren und einfach strukturierte Strahlverfolgungsprogramme ermöglichten lediglich Optimierungen unter stark vereinfachenden Annahmen. So gingen viele relevante physikalische Parameter nicht in die Optimierungen ein und Effekte blieben unberücksichtigt. Lediglich Hsieh [17] berücksichtigte nahezu alle relevanten physikalischen Effekte, dies allerdings in einem sehr aufwändigen mathematischen Modell, mit dem er das thermische Verhalten einer evakuierten Röhre mit integriertem CPC-Reflektor analysierte.

1.3 Ziel der Arbeit

Ziel der Arbeit ist die Entwicklung und Anwendung einer neuen Methodik zur Optimierung und Auslegung solarer Prozesswärmanlagen unter gleichzeitiger und möglichst exakter Einbeziehung des optischen und thermischen Verhaltens der jeweils verwendeten Kollektoren. Numerische Optimierungsrechnungen sollen für bestimmte Nutzer- bzw. Lastprofile und für konkrete Anlagen an verschiedenen Standorten, die zu gewissen Zeiträumen Prozesswärme auf bestimmten Temperaturniveaus benötigen, optimale Kollektortypen, Reflektorformen und Aufstellmöglichkeiten für die jeweilige Anwendungsvariante erschließen. Die ausgewählten Kollektoren sind nicht-nachgeführte, sowie ein nachgeführter evakuierter Röhrenkollektor, wie auch eine einfache, kostengünstige Parabolrinne. Diese sollen über einen längeren Zeitraum hinweg für Testreferenzjahre und für Betriebstemperaturen bis 300 °C in der jeweiligen Anlage miteinander verglichen und das Gesamtsystem Kollektor-Prozesswärmanlage optimiert werden. Dafür werden erstmals die Programme TRNSYS [1] (Simulationsprogramm zum Verhalten dynamischer und thermischer Systeme) und ASAP [2] (Macro Language zur Beschreibung des optischen Verhaltens) für eine Optimierung des Gesamtsystems unter Be-

rücksichtigung sämtlicher für den Kollektorbetrieb und Lastgang relevanter Parameter miteinander kombiniert (siehe Abb. 1.3). Auch können auf diese Weise Richtlinien für die technische und wirtschaftliche Durchführbarkeit von größeren Demonstrationsprojekten im Bereich der solaren Prozesswärme für den Temperaturbereich bis 300 °C gefunden werden.

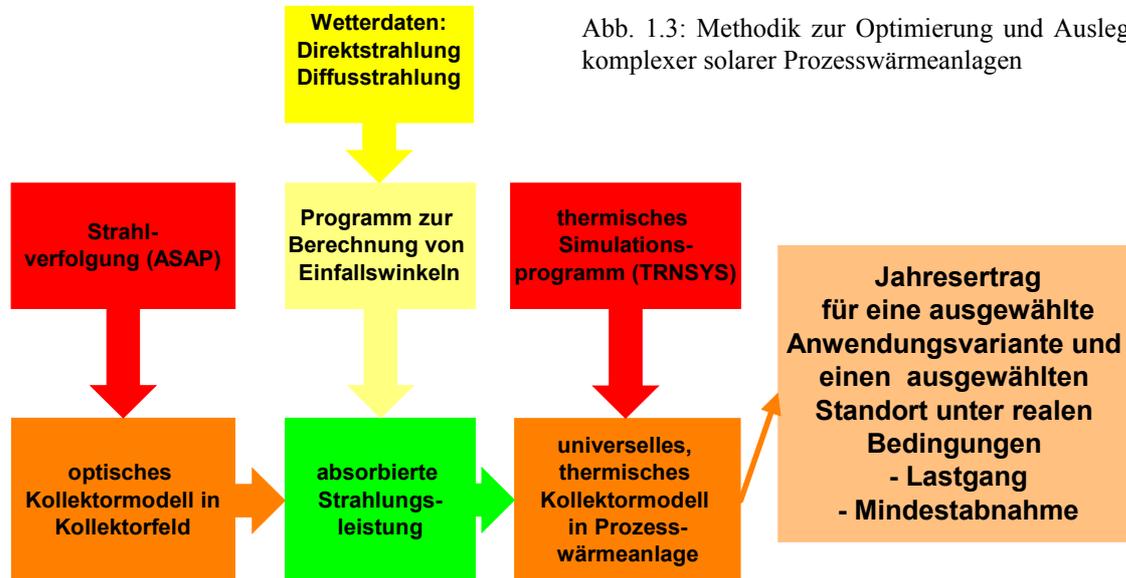


Abb. 1.3: Methodik zur Optimierung und Auslegung komplexer solarer Prozesswärmeanlagen

Optisches und thermisches Verhalten werden also getrennt auf jeweils möglichst exakte Weise modelliert und nicht, wie bisher üblich, innerhalb eines Modellierungsprogramms (z. B. in TRNSYS) relativ ungenau und unflexibel durch in Fortran-Unterprogrammen geschriebene „TRNSYS-Typen“ behandelt und optimiert (siehe hierzu Kapitel 5.1). Das neue Verfahren erlaubt die Optimierung sämtlicher solarthermischer Kollektoren auf einfache und vor allem flexible Art und Weise. Dies gelingt durch die Entkopplung des thermischen und optischen Verhaltens. Rechnungen werden mit Experimenten verglichen, welche die optischen und thermischen Eigenschaften der Kollektoren - u. a. eines am ZAE Bayern entwickelten evakuierten Röhrenkollektors mit integriertem, magnetisch nachgeführten Reflektor - bestätigen sollen.

1.4 Vorgehensweise

Numerische Optimierungsrechnungen sollen erweiternd zu den Vergleichsrechnungen von Mills [25] nicht nur für eine bestimmte Last, sondern für eine konkrete Prozesswärmeanlage, die in definierten Zeiträumen bestimmte Temperaturniveaus an Prozesswärme benötigt, optimale Reflektorformen erschließen. Genaue Informationen über die Betriebsparameter konkreter Anlagen werden im Rahmen des POSHIP-EU-Projektes (The Potential of Solar Heat in Industrial Processes) [66], an welchem auch das ZAE Bayern beteiligt ist, gewonnen. In dem Projekt wird das Potenzial für solare Prozesswärme in Südeuropa ermittelt. Es sollen geeignete Anlagen ermittelt werden, die über größere Zeiträume Temperaturen zwischen 250–300 °C benötigen. Um realistische Erträge von thermischen Solaranlagen ermitteln zu können, sind dynamische Simulationen erforderlich, damit Einflüsse wie variable Einstrahlung, Anlaufbetrieb, Verluste der Rohrleitungen, Wärmekapazitäten der verschiedenen Systemkomponenten und Einflüsse von Außentemperaturen berücksichtigt werden können. Auch soll der Einsatz eines Speichers untersucht werden und dieser in die Optimierungsrechnungen mit eingehen. Wie bei Mills et al. [25] geht die exakte Bestimmung des optischen Verhaltens in das Gesamtoptimierungsverfahren ein (Abb. 1.4). Die optischen Eigenschaften des Kollektors sind

möglichst exakt bei der Optimierung zu berücksichtigen. So werden Transmissionen durch die Glasröhre sowie deren Fresnel'sche Reflexionen, diffuse und direkte Reflexionen des nicht idealen Reflektors, gegenseitige Verschattungen durch benachbarte Röhren und Module und Absorptions- und Emissionsgrade des Absorbers berücksichtigt, nachdem die Temperatur- und Richtungsabhängigkeit von Absorptions- und Emissionsgrad betrachtet und teilweise mit einbezogen wurde. Ob ein nachgeführter, hocheffizienter Röhrenkollektor sinnvoll ist oder ob ein optimierter CPC-Kollektor ebenso gut seine Dienste erfüllt, falls beispielsweise nur für relativ kurze Zeiträume hohe Temperaturen gefordert werden, soll ebenfalls ermittelt werden. Nicht-nachgeführte Kollektoren sollen über eine möglichst hohe Akzeptanz der zeitlich variablen, einfallenden Solarstrahlung entsprechend ihrer Konzentration zum Erreichen von Betriebstemperaturen bis 300°C verfügen (siehe hierzu Kap. 2.1.4). Für maximale Erträge spielt die Aufstellung des jeweiligen Kollektors eine nicht unerhebliche Rolle. Eine gewisse Flexibilität hinsichtlich der Aufstellung ist jedoch aus Kostengründen erforderlich und soll deshalb ebenfalls diskutiert werden.

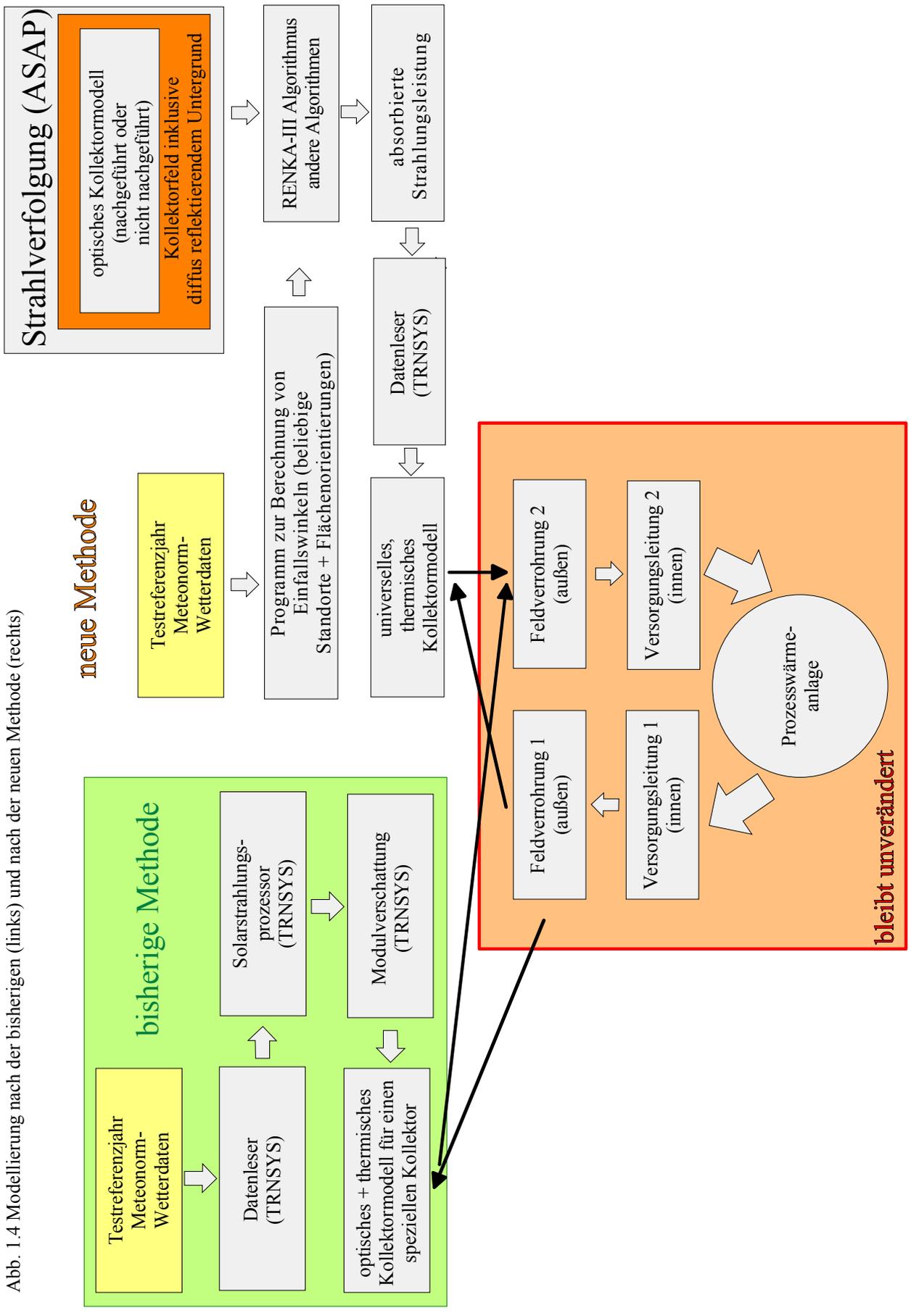
Die optische Modellierung mittels eines Strahlverfolgungsprogramms erlaubt eine einfache Beschreibung eines beliebigen Kollektors, welcher in ein Kollektorfeld unter Berücksichtigung der Verschattung durch benachbarte Röhren und parallele Module implementiert ist. Als Wetterdaten werden Daten der Meteorolog-Norm-Datenbank [28] entnommen oder Testreferenzjahre der Kommission der Europäischen Gemeinschaften [29] für verschiedene Regionen Südeuropas verwendet. Da die Kenntnis des exakten Sonnenstandes für Strahlverfolgungsrechnungen und für die optische Berechnung erforderlich ist, müssen diese Daten mit Hilfe bekannter Formeln [30] umgerechnet werden. So muss die einfallende Strahlung noch auf eine Ost-West- oder Nord-Süd-geneigte Fläche bezogen [1, 31] werden, und die auf die Aperturfläche bezogenen Projektionen des Richtungseinheitsvektors der einfallenden Strahlung für den jeweiligen Zeitpunkt und für die jeweilige Region müssen berechnet werden. Beliebige Wetterdaten werden deshalb mit einem im Rahmen der Arbeit entwickelten Programm zur Berechnung von Einfallswinkel im Orts- und Phasenraum auf geneigte Flächen frei wählbarer Standorte mit dem rein optischen Kollektormodell kombiniert.

Damit dies ohne den in Kapitel 5.2 vorgestellten Separationsansatz erfolgen kann, welcher bei großen Einfallswinkel zu einer erheblichen Verfälschung der Resultate führen würde, ist eine Approximation der durch die optische Modellierung gewonnenen Wirkungsgradfläche des Kollektorfeldes erforderlich. Diese Approximation erfolgt mittels des in Kapitel 9.3 vorgestellten RENKA-III-Algorithmus. So erhält man die zu den jeweiligen Einfallswinkeln und Wetterdaten, d. h. direkte und diffuse Bestrahlungsstärken und Außentemperaturen passende absorbierte Strahlungsleistung für den jeweiligen Kollektor. Diese werden anschließend in das universelle, thermische Kollektormodell in TRNSYS eingelesen. Die thermische Modellierung erfolgt im Gegensatz zu herkömmlichen Simulationen mit einem universellen Kollektormodell, welches für sämtliche Kollektortypen, nach- oder nicht-nachgeführt, angewendet werden kann und in ein thermisches Gesamtmodell eingebunden ist. Das thermische Gesamtmodell enthält die Feldverrohrung, die Versorgungsleitungen, eine Last, einen Speicher und einen zweiten Verbraucher, der immer überschüssige Wärme abnehmen kann, falls der Prozesswärmebedarf geringer als die Kollektorfeldleistung ist und der Speicher bereits voll geladen ist (Abb. 9.1). Das thermische Simulationsmodell besteht aus verschiedenen Komponenten, die im folgenden als Module bezeichnet werden. So beschreiben jeweils zwei Module Aus- und Eintritt der Feldverrohrung und der Versorgungsleitungen, sodass der Einfluss von Außentemperaturen sowie Kapazitäten des Leitungssystems mitberücksichtigt werden können. So wird das TRNSYS-Verschattungsmodul, der TRNSYS-Solarstrahlungsprozessor, wie auch ein spezielles, für jeden Kollektor charakteristisches thermisches und zugleich optisches TRNSYS-Kollektormodell nicht mehr benötigt (Abb. 1.5). Die Abhängigkeit der Feldparame-

ter Kollektorhöhe, Kollektorneigung, Reihenlänge, Reihenabstand, Anzahl der Reihen und Ausrichtung des Kollektorfeldes werden nicht mehr ungenau innerhalb TRNSYS, sondern wesentlich genauer mittels Strahlverfolgung in ASAP bestimmt.

Auch experimentell werden ein nicht-nachgeführter, mit integriertem CPC-Reflektor versehener, hoch effizienter Röhrenkollektor und ein ebenfalls evakuierter Röhrenkollektor mit integriertem, magnetisch nachgeführten Reflektor für Fluidtemperaturen bis 300 °C unter Anwendung der neuen Methodik miteinander verglichen. Für diesen Zweck ist es erforderlich, einen Teststand aufzubauen, dessen Kollektoren aus Gründen der besseren Handhabbarkeit mit Thermoöl und nicht mit Wasser als Wärmeträger betrieben werden sollen. Da Pumpen, bzw. Coriolis-Massenstrom-Messgeräte für Temperaturen bis hin zu 300 °C und die benötigten Durchflussraten eine sehr hohe Investition darstellen, bzw. nicht erhältlich sind, soll dieser Messstand durch zwei unterschiedliche Temperaturniveaus charakterisiert sein: ein Temperaturniveau von etwa 60 °C, bei welchem das Kühlmittel durch den Kreislauf gepumpt und dessen Massenstrom gemessen wird, und ein höheres Temperaturniveau, auf welchem der Kollektor gekühlt wird, um dessen Verhalten bei höheren Betriebstemperaturen zu charakterisieren. Gekoppelt werden die zwei Niveaus durch Wärmetauscher mit Wärmerückgewinnung, wobei jedoch der gesamte Kreislauf mit demselben Fluid durchströmt wird, was jeweils auf das erforderliche Temperaturniveau geheizt bzw. gekühlt wird (siehe Abb. 7.5).

Abb. 1.4 Modellierung nach der bisherigen (links) und nach der neuen Methode (rechts)



2 Strahlungstransfer

In diesem Kapitel werden zunächst die wichtigsten Begriffe der geometrischen Optik, die für das Verständnis der vorliegenden Arbeit unerlässlich sind, erläutert. Anschließend wird unter der Berücksichtigung der spektralen Strahlungsverteilung auf die maximal mögliche Konzentration der Solarstrahlung eingegangen. Wie ideale konzentrierende Solarkollektoren die gegebene Solarstrahlung nutzen können, wird im Folgenden erläutert. Bei dieser Betrachtung werden Reflexions- und Transmissionsverluste, Absorptionsgrade und Emissionsgrade der relevanten Kollektorbauteile zunächst nicht berücksichtigt. Um Ergebnisse von Strahlverfolgungsrechnungen zur Charakterisierung thermischer Solarkollektoren zu verstehen, werden darauf die unterschiedlichen Darstellungsmöglichkeiten vorgestellt. In Kapitel 2.2 wird dann auf die Abschwächung der Solarstrahlung in der Atmosphäre eingegangen, um die tatsächlich auf der Erde vom Kollektor nutzbare Solarstrahlung zu bestimmen. Den Einfluss der für das optische Verhalten von Solarkollektoren relevanten Materialien behandelt Kapitel 2.3. Dies ist notwendig, um bestimmen zu können, inwieweit spektrale Aspekte Einfluss auf den optischen Wirkungsgrad von thermischen Solarkollektoren haben und um optimale Materialien auszuwählen.

2.1 Phasenraum, Strahlungstransfer und Konzentration

Im vierdimensionalen Phasenraum der geometrischen Optik wird das Phasenraumvolumen, das sogenannte „Etendue“, zur Beschreibung der Ausdehnung im Orts- und Richtungsraum verwendet. Dieses Etendue ist eine Erhaltungsgröße, worauf unten näher eingegangen wird. In der nichtabbildenden Optik wird Strahlungstransfer im Phasenraum ohne die Einschränkung auf eine geforderte Abbildung des Ortes beschrieben. Eine Standardaufgabenstellung in der nichtabbildenden Optik ist die Erhöhung der Bestrahlungsstärke bis möglichst nahe an den physikalischen Grenzwert. Gründe hierfür und Motive bei der Kollektoroptimierung sind die Reduktion der Strahlungs- und Konvektionsverluste (siehe Kap. 3.2) von der Absorberoberfläche, die Erhöhung der Arbeitstemperatur und die Reduktion flächenproportionaler Kosten der Absorberfläche.

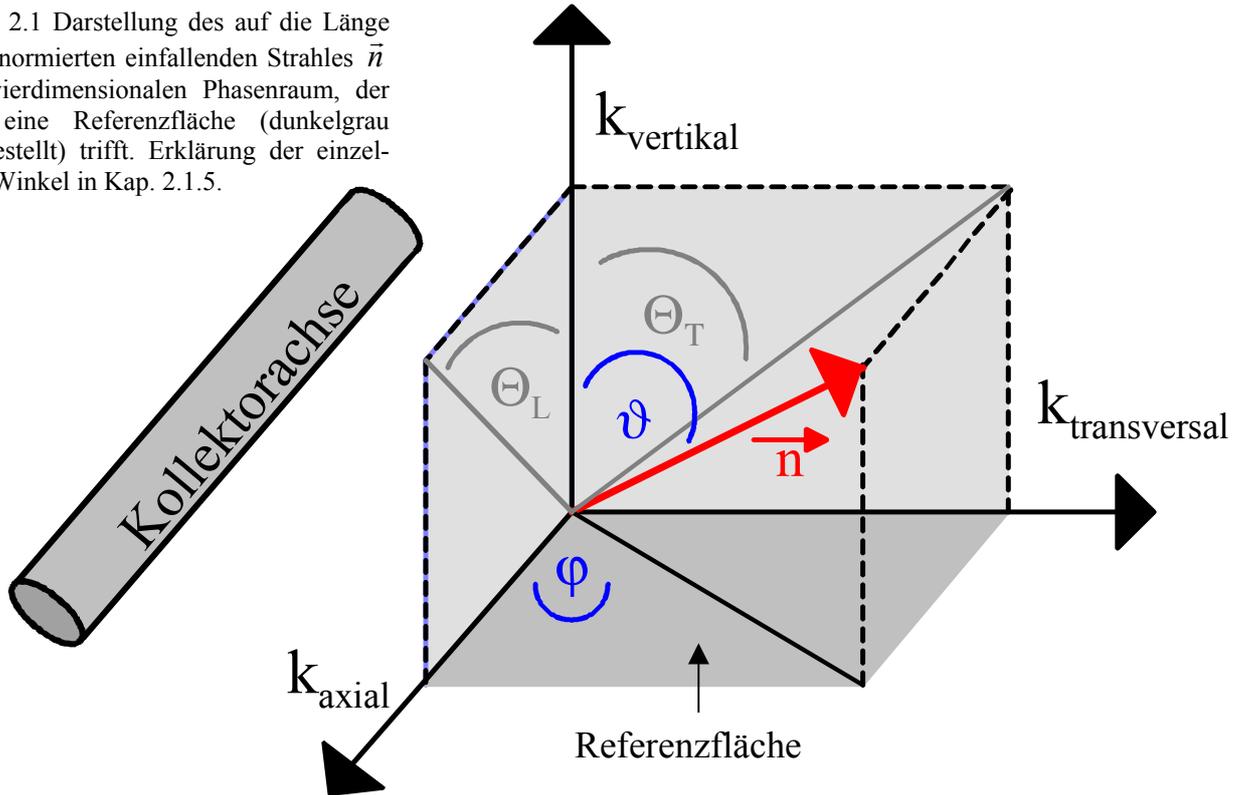
2.1.1 Strahlungstransfer in der geometrischen Optik

In der geometrischen Optik wird ein einzelner Strahl durch eine Gerade idealisiert, charakterisiert durch einen Punkt und durch einen Richtungsvektor, welcher zur vollständigen Beschreibung auf eine Referenzfläche bezogen wird. Der vierdimensionale Phasenraum wird nun durch die zwei Ortsgoodinaten des Schnittpunktes im System der Referenzfläche und die zwei Ortsgoodinaten der Projektion auf diese Referenzfläche aufgespannt. In Abbildung 2.1 ist die Charakterisierung eines Strahles \vec{n} im Raum mittels einer Referenzfläche dargestellt. Die Länge dieses Strahls ist, wie in Kugelkoordinaten, auf die Länge eins normiert. Somit ist dieser Strahl durch Projektion auf die Referenzfläche, also durch seine k_{axial} und $k_{transversal}$ Koordinaten, eindeutig festgelegt. Das Etendue ist definiert durch

$$\begin{aligned} d\mathcal{E} &= n^2 \cdot dk_{axial} \cdot dk_{transversal} \cdot d(axial) \cdot d(transversal) = \\ &n^2 \cdot d\vec{\Omega} \cdot d\vec{A} = n^2 \cdot d\Omega \cdot \cos \vartheta \cdot dA = n^2 \cdot d\Omega^* \cdot dA \end{aligned} \quad (2.1)$$

n ist der Brechungsindex des Mediums, in dem sich der Strahl befindet und das Produkt aus dk_{axial} und $dk_{transversal}$ wird als projiziertes Raumwinkelelement $d\Omega^*$ bezeichnet, da es die Pro-

Abb. 2.1 Darstellung des auf die Länge eins normierten einfallenden Strahles \vec{n} im vierdimensionalen Phasenraum, der auf eine Referenzfläche (dunkelgrau dargestellt) trifft. Erklärung der einzelnen Winkel in Kap. 2.1.5.



Projektion des gerichteten Raumwinkelelements $d\vec{\Omega}$ auf das gerichtete Flächenelement $d\vec{A}$ darstellt, d. h. $d\Omega^* = \cos\vartheta \cdot d\Omega$ [32, 33]. Ein Punkt im Phasenraum wird durch den vierdimensionalen Vektor $\vec{\chi}$ und ein Gebiet im Phasenraum wird durch χ bezeichnet. Die Strahldichte L ist der Strahlungsfluss Φ pro Phasenraumvolumen; der Strahlungsfluss hat die Dimension einer Leistung.

$$L = \frac{d\Phi}{d\varepsilon} = \frac{d^2\Phi}{dA \cdot \cos\vartheta \cdot d\Omega} = \frac{d^2\Phi}{dA \cdot d\Omega^*} \quad (2.2)$$

Der gesamte Strahlungsfluss eines Strahlenbündels füllt das Gebiet χ im Phasenraum aus:

$$\Phi = \int_{\chi} L(\vec{\chi}) \cdot d\varepsilon \quad (2.3)$$

Die Bestrahlungsstärke E ist definiert als Strahlungsfluss durch ein Flächenelement, wobei die Strahldichte über den gesamten Richtungshalbraum integriert wird:

$$E = \frac{d\Phi}{dA} = \int_{2\pi} L(\chi) \cdot d\Omega^* \quad (2.4)$$

Die Strahlungsintensität einer punktförmigen Strahlungsquelle ist definiert durch den Strahlungsfluss aus dem Raumwinkelelement $d\Omega$, also durch

$$I(\Omega) = \frac{d\Phi}{d\Omega} \quad (2.5)$$

[33, 34].

2.1.2. Strahlungskonzentration in der geometrischen Optik

Der Legende nach soll bereits Archimedes Spiegel benutzt haben, um das Sonnenlicht zu bündeln und Kriegsschiffe der Römer in Brand zu setzen, die seine Heimatstadt Syrakus bedrohten [35]. Heute ist Strahlungskonzentration in der Solarthermie unerlässlich, wenn es darum geht höhere Temperaturen zu erreichen, als dies mit Flachkollektoren möglich ist, oder wenn die Absorberkosten die Kosten von Reflektoren stark überschreiten. Strahlungskonzentration bedeutet, dass der Strahlungsfluss ϕ eines Strahlenbündels, der nach Gleichung 2.3 das Gebiet χ im Phasenraum ausfüllt und auf eine Fläche A auftrifft, möglichst verlustfrei auf eine kleinere Fläche A' übertragen werden soll.

Geht man von idealer Transmission und Reflexion aus, so ist das in Gleichung 2.1 definierte Etendue nach [32, 36] eine Erhaltungsgröße, sollte es nicht zu einer Strahlaufweitung (z. B. durch Dispersion mit nicht idealer Transmission) oder nichtidealen Reflexionen (z. B. durch Reflexionen an gemischt direkt-diffus reflektierenden Oberflächen, was in der Realität fast immer der Fall ist) kommen. Dies gilt aufgrund des Satzes von Liouville, der besagt, dass die Dichte von Punkten, die jeweils gleichartige abgeschlossenen Systeme beschreiben, im Phasenraum konstant ist, was mit Hilfe der Hamiltonschen Bewegungsgleichungen bewiesen werden kann [37, 38]. Betrachtet man Gleichung 2.1, so wird klar, dass eine Minimierung der Fläche A eine Maximierung von Ω^* auf π zur Folge hat. Somit sollte für die maximale Konzentration nach 2.1 und 2.4 gelten:

$$C_{max} = \frac{E'_{max}}{E} = \frac{\Phi/A'_{min}}{\Phi/A} = \frac{A \cdot \pi \cdot n^2}{\varepsilon} \quad (2.6)$$

Maximale Konzentration lässt sich jedoch nur dann erreichen, wenn die gesamte einfallende Strahlung auf das Ziel übertragen wird. Sollte jedoch die Strahldichte $L(\chi) \leq L_{max}$ (Gleichung 2.3) nicht konstant sein, so kann eine höhere Konzentration nur durch Verwerfen der Strahlung aus den Richtungen, aus denen weniger Strahlung kommt, erzielt werden [34].

2.1.3 Konzentration der Solarstrahlung

Die Strahlung von der Sonne kommt aus einem Richtungskegel, dessen Öffnungswinkel durch den Durchmesser der Sonne und ihren Abstand zur Erde bestimmt wird. Dieser eigentlich scharf abgegrenzte Kegel wird jedoch durch die Streuung der Strahlung in der Erdatmosphäre (siehe Kapitel 2.2) aufgeweitet, sodass für die Richtungsabhängigkeit der Strahlungsverteilung keine scharfe Stufenfunktion mehr verwendet werden kann, wie in 2.6 gefordert. Eine ringförmige Region um die Sonne erscheint heller, was als sogenannte Aureole bezeichnet wird und die u. a. abhängig ist von der Größenverteilung der streuenden Partikel und der Elevation der Sonne („Sonnenhöhe“). Gemessene Richtungsabhängigkeiten können durch Polynome oder Gauß-Funktionen gut angenähert werden. In der Regel befinden sich über 90 % der Strahlungsleistung innerhalb eines Kegels mit $0,267^\circ$ halbem Öffnungswinkel ϑ_{min} . Dies gilt allerdings nur unter der Voraussetzung, dass lediglich Rayleighstreuung und keine Mie-Streuung vorliegt (siehe hierzu Tab. 2.1), ansonsten ist der Prozentsatz deutlich niedriger. Da zudem negative Auswirkungen aufgrund ungleichmäßiger Strahldichteverteilungen innerhalb des Phasenraumes auf den Strahlungstransfer erst bei Konzentrationen ($C \geq 0,4 C_{max}$) mit C_{max} als maximaler Konzentration auftreten, die in dieser Arbeit stets unterschritten werden, soll hierauf nicht näher eingegangen werden. Näheres hierzu ist in [34] zu finden.

Für die Berechnung der maximal möglichen Konzentration der Solarstrahlung soll also angenommen werden, dass sämtliche Strahlung aus dem oben genannten Richtungskegel kommt. Betrachtet man eine spektrale Komponente der Strahlungsdichte $L_\lambda = dL/d\lambda$ (siehe hierzu auch Kap. 2.3.2., Formel 2.29), so gilt für L_λ :

$$L_\lambda = \frac{d^3\Phi}{dA \cdot \cos \vartheta \cdot d\Omega \cdot d\lambda} \quad (2.7)$$

Für die spektrale Komponente der Bestrahlungsstärke gilt nach 2.4, wenn das Raumwinkel-element Ω , in dem die Strahlung auf die Empfängerfläche trifft, radialsymmetrisch um einen Kegel mit Öffnungswinkel ϑ ist :

$$E_\lambda = \int_{\Omega} L_\lambda \cos \vartheta \cdot \Omega = \int_0^{\vartheta} \int_0^{2\pi} L_\lambda \cos \vartheta \cdot \sin \vartheta \cdot d\vartheta \cdot d\varphi = \pi \cdot L_\lambda \cdot \sin^2 \vartheta \quad (2.8)$$

Integriert man die Bestrahlungsstärke über alle Wellenlängen, so ergibt sich nach Stefan und Boltzmann (Stefan-Boltzmann-Konstante $\sigma = 5,67051 \cdot 10^{-8} \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$) die thermodynamische und material-unabhängige Obergrenze

$$E = \int_0^\infty E_\lambda(\lambda) d\lambda = \int_0^\infty \pi \cdot L_\lambda(\lambda, T) \cdot d\lambda = \sigma \cdot T^4, \quad (2.9)$$

die lediglich von der absoluten Temperatur abhängt, wenn man die Sonne näherungsweise als sphäroidischen schwarzen Strahler betrachtet, d. h. als fiktiven Strahler, dessen Emissionsgrad ε gleich dem Absorptionsgrad α gleich eins ist (genauer hierzu in Kapitel 2.3.2), sodass seine Strahlung im Gleichgewicht mit der Temperatur des Strahlers steht. In dieser Näherung verwendet man als Temperatur T die zur Planck'schen spektralen Verteilungsfunktion passende Temperatur $T_S = 5777 \text{ K}$ als Oberflächentemperatur der Sonne, welche sich aus der Beziehung 2.10 ergibt. Wie man in Abb. 2.2 erkennt, lässt sich folgende Beziehung aufstellen:

$$\Phi_S = 4 \cdot \pi \cdot R_S^2 \cdot \sigma \cdot T_S^4 = 4 \cdot \pi \cdot D_{ES}^2 \cdot E_{Sc} \quad (2.10)$$

Hierbei ist Φ_S der solare Strahlungsfluss, $E_{Sc} = 1367,0 \text{ Wm}^{-2}$ die Solarkonstante der Erde als die im Abstand D_{ES} erhaltene Flussdichte, D_{ES} ist der Abstand Erde-Sonne und R_S ist der Sonnenradius.

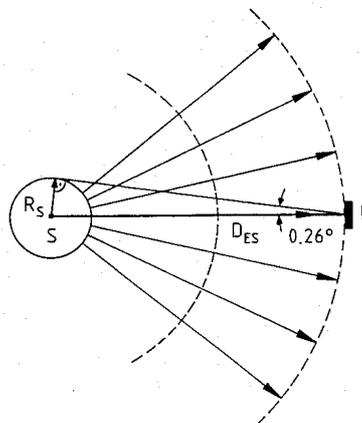


Abb. 2.2 [33] Sonne-Erde-Geometrie. Strahlung trifft näherungsweise aus einem Kegel mit dem halben Öffnungswinkel von $0,26^\circ$ von der Sonne S auf die Erde E

Da die Wellenlängen sich für den Strahlungsfluss durch unterschiedliche Medien gemäß der Beziehung $\lambda / \lambda' = n' / n$ unterscheiden, die jeweiligen Frequenzen jedoch nicht, sollen von nun an frequenzabhängige Größen betrachtet werden. Aus den Beziehungen 2.4, 2.8 und 2.9 ergibt sich somit für den Strahlungsfluss die Gleichung 2.11:

$$\Phi_\nu(\nu) d\nu = A \cdot E_\nu(\nu) d\nu = A \cdot \pi \cdot \sin^2 \vartheta \cdot L_\nu(\nu, T) \cdot d\nu \quad (2.11)$$

Die Planck'sche Funktion für die Strahldichte der Solarstrahlung (Gleichung 2.29) lässt sich schreiben als

$$L_\nu(\nu, T) = \frac{2h \cdot \nu^3}{c^2} \frac{1}{\exp\left(\frac{h \cdot \nu}{kT}\right) - 1} = \frac{d^3 \Phi}{dA \cdot \cos \vartheta \cdot d\Omega \cdot d\nu} \quad (2.12)$$

Geht man nun davon aus, dass in einem konzentrierenden System die Strahlung reversibel konzentriert wird, dass also durch die Symmetrieoperation der Zeitumkehr Emission aus Absorption hervorgeht, so stellt sich der Prozess der Strahlungskonzentration dar als Emission desselben Strahls derselben Energie und Polarisation. Das bedeutet, es geht lediglich die Information der Richtung, bzw. Phase des Strahls verloren [35] und die Frequenz ν bleibt während der Strahlungskonzentration ebenso wie die Strahlungstemperatur [33] erhalten. Die Erhaltung der Strahlungstemperatur ist aufgrund der in Kapitel 2.3.2 näher beschriebenen starken Verdünnung der terrestrischen Strahlung in der Größenordnung von 10^{-5} bis 10^{-7} bemerkenswert. Sie ist im Wesentlichen von der Photonenenergie, aber nur logarithmisch von der spektralen Strahldichte abhängig [35]. So ergibt sich aus den Gleichungen 2.4 und 2.8 sowie der Planckfunktion für die Strahldichte 2.12 (hier muss c durch c/n ersetzt werden [33]), dass gelten muss:

$$A \cdot n^2 \cdot \sin^2 \vartheta = A' \cdot n'^2 \cdot \sin^2 \vartheta' = const \quad (2.13)$$

Die maximal mögliche Konzentration nach 2.6 kann also den Wert

$$C = \frac{A}{A'} = \frac{n' \cdot \sin^2 \vartheta'}{n \cdot \sin^2 \vartheta} \quad (2.14)$$

nicht überschreiten. Integriert man Gleichung 2.1 über das Raumwinkelement und über die Fläche, so bewirken punktkonzentrierende (2-dimensionale) Konzentratoren ein Etendue von $n^2 \cdot A \cdot \sin^2 \vartheta$ und linienkonzentrierende (1-dimensionale) aufgrund ihrer Translationsinvarianz ein Etendue von $n \cdot B \cdot \sin \vartheta$ mit A und B als den jeweiligen Aperturflächen, da im letzteren Fall nur das Volumenelement $d\mathcal{E} = n \cdot dk_{transversal} \cdot d(transversal)$ in Gleichung 2.1 betrachtet werden muss. So genügt es, bei 1-dimensionalen Konzentratoren (z. B. Parabolrinnen, die als unendlich lang angenommen werden) zur Beschreibung eines Strahles dessen Projektion auf eine transversale Referenzlinie, d. h. $k_{transversal}$, zu betrachten. Werden nun die zum Erreichen maximaler Konzentrationen Idealfälle der Maximierung von Ω^* auf π (d. h. $\vartheta = 90^\circ$) (Gleichung 2.6) und der Minimierung des Öffnungshalbwinkels der Sonne angenommen, so dass $\sin \vartheta_{min} = R_S / D_{ES} = 4,65 \cdot 10^{-3}$, so ergeben sich für 2-, bzw. 1-dimensionale Konzentratoren die theoretisch maximalen Konzentrationsverhältnisse von

$$C_{max}^{2D} = \frac{n'^2}{n^2 \cdot \sin^2 \vartheta_{min}}, \text{ bzw. } C_{max}^{1D} = \frac{n'}{n \cdot \sin \vartheta_{min}} \quad (2.15 \text{ und } 2.16)$$

Für die Konzentration von Solarstrahlung ergeben sich für $n = 1$ die bestmöglichen Konzentrationen von $n^2 \cdot 46200$ für 2-dimensionale Konzentratoren und $n \cdot 215$ für 1-dimensionale.

2.1.4 Konzentratoren und Akzeptanzverhalten

Wie man in den Gleichungen 2.15 und 2.16 erkennen kann, ist das jeweilige Konzentrationsverhältnis für 2-, wie auch für 1-dimensionale ideale Konzentratoren umgekehrt proportional zum Öffnungshalbwinkel ϑ der einfallenden Strahlung. Minimale Öffnungswinkel bedeuten maximale Konzentrationen. Als ideale Konzentratoren bezeichnet man also solche, die das entsprechend Gleichung 2.15 bzw. 2.16 mit ϑ_A als Akzeptanzwinkel definierte thermodynamische Limit der Konzentration erreichen. Bedenkt man, dass in unseren Breitengraden der in Kapitel 2.2.2 näher erläuterte Diffusanteil der Strahlung, welcher aufgrund atmosphärischer Abschwächung der Solarstrahlung und durch deren Reflexion am Boden entsteht und näherungsweise als gleichmäßig aus allen Richtungen der Halbkugel des Himmels kommend angenommen werden kann, etwa 45 % der gesamten Bestrahlungsstärke beträgt, so erscheint es sinnvoll, diese durch geringere Konzentrationsverhältnisse mitzunutzen. Dies zumindest für den Fall, dass nicht zu hohe Temperaturniveaus gefordert werden, die sich nur mit stärker konzentrierenden Kollektoren erreichen lassen. Sollte also der geforderte Exergieanteil, d. h. der Anteil der Energie, der sich bei optimaler Prozessführung in mechanische Arbeit oder elektrische Energie umwandeln lässt, gering sein, wie dies bei Prozesswärmeanwendungen bis 300 °C Prozesstemperatur der Fall ist, erscheinen schwach konzentrierende Kollektoren durchaus sinnvoll. Möchte man sich aus Kostengründen Nachführmechanismen sparen, führt dies zwangsläufig zu einer Maximierung des Öffnungshalbwinkels, da der über den Tag, bzw. der über das Jahr erfolgende Sonnengang möglichst effektiv genutzt werden sollte. Streng genommen ist das natürlich auch von der Anwendung abhängig. So ist Wärme für eine Raumheizung lediglich im Winter, Wärme für eine solare Klimatisierung hingegen vorwiegend im Sommer erforderlich. Im Falle nicht-nachgeführter Kollektoren bietet sich ein Annähern an höhere Konzentrationen durch das Verwerfen von Strahlung aus den Richtungen, aus denen im Jahresmittel wenig Strahlung bei einer optimalen Aufstellung des jeweiligen Kollektors kommt. Thermische Verluste, die nach Stefan-Boltzmann mit der vierten Potenz der Absorbertemperatur ansteigen, spielen ebenfalls eine entscheidende Rolle, worauf in Kapitel 3.3 gesondert eingegangen wird.

Schwach konzentrierende, nicht nachgeführte Solarkollektoren werden häufig nach dem Randstrahlprinzip der nicht abbildenden Optik entworfen. Hierbei geht es darum, Strahlung aus einem Gebiet im Phasenraum möglichst verlustfrei in ein anderes zu übertragen. Dabei reicht es aus, den Rand eines Gebietes im Phasenraum in ein anderes zu übertragen. Betrachtet man beispielsweise den gängigsten, nicht nachgeführten Kollektortypus, den CPC-Kollektor (**C**ompound **P**arabolic **C**oncentrator), dessen Reflektor aus zwei zusammengesetzten Parabelstücken besteht, so bildet dieser die Strahlen vom Richtungsrand der Eintrittsapertur auf den Ortsrand der Austrittsapertur ab [32, 34]. Er ist konzipiert für Strahlung, die über die Eintrittsapertur aus einem gleichmäßigen Richtungsbereich von $-\vartheta_A$ bis $+\vartheta_A$ einfällt und komplett die Austrittsapertur erreicht.

In Abb. 2.3 erkennt man das Akzeptanzverhalten eines typischen CPC-Kollektors [39] als Maß für die akzeptierte Strahlung in Abhängigkeit vom transversalen Einfallswinkel Θ_T , normiert auf die Transmission von eins bei senkrechtem Einfall (d. h. geteilt durch den optischen Wirkungsgrad η_0 bei senkrechtem Strahlungseinfall) und ohne die Berücksichtigung von sogenannten Kosinusverlusten (siehe Kap. 1.2). Dieses Akzeptanzverhalten wird auch als IAM (**I**ncidence **A**ngle **M**odifier) eines Kollektors bezeichnet, welches sowohl in transversaler, wie auch in longitudinaler Richtung ausschlaggebend ist und definiert ist durch

$IAM = \eta(\Theta_T, \Theta_L) / \eta(\Theta_T=0, \Theta_L=0) / \cos \vartheta$ mit ϑ als Einfallswinkel. In longitudinaler Richtung ist das Akzeptanzverhalten auch bei 1-dimensionalen Kollektoren ausschlaggebend, da diese stets über eine endliche Länge, also dadurch hervorgerufene Randeffekte, verfügen und Fresnel'sche Reflexionsverluste (siehe hierzu Kapitel 2.3.1) mit größer werdendem longitudinalen Einfallswinkel stark zunehmen. Streng genommen handelt es sich also bei diesen Kollektoren ebenfalls um 2-dimensionale Konzentratoren. Verkürzt werden CPC-Kollektoren deshalb, da es in den äußersten Randbereichen der parabelförmigen Reflektorstücke nur zu wenigen Reflexionen kommt, diese also kaum Einfluss auf die Akzeptanz haben (siehe Abb. 2.3). So verzichtet man aus Platz- und Kostengründen auf diese Randbereiche.

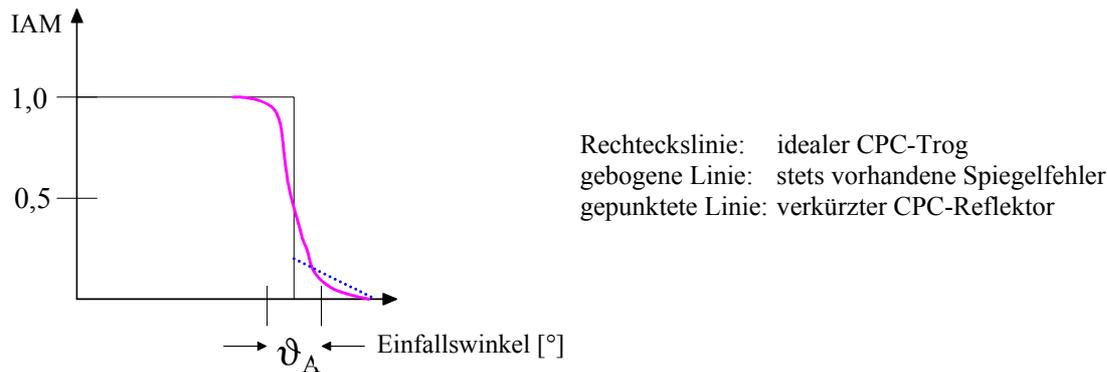
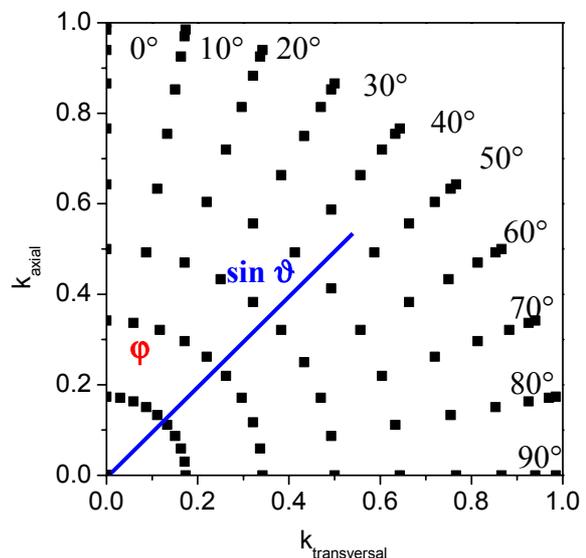


Abb. 2.3 Typisches Akzeptanzverhalten eines CPC-Kollektors (Reflexionsgrad ρ des Reflektors = 1, siehe Kap. 2.3) mit einem Akzeptanzhalbwinkel von ϑ_A (vertikale Linie) im Falle des idealen CPC-Troges. Beim idealen CPC-Trog trifft sämtliche Strahlung aus Richtungen innerhalb von ϑ_A auf den Absorber bzw. keine aus Richtungen außerhalb von ϑ_A . Innerhalb des durch die Pfeile markierten Akzeptanzbereiches um ϑ_A sinkt die Akzeptanz beim (verkürzten) CPC-Trog mit Spiegelfehlern um etwa 90 % ab.

2.1.5 Transformationen zwischen Orts- und Phasenraum

Häufig werden in der Solaroptik die Einfallrichtungen der Solarstrahlung durch die transversalen und axialen Einfallswinkel Θ_T und Θ_L (siehe Abb. 2.1) angegeben, insbesondere wenn es darum geht, einfallende Strahlung auf beliebig geneigte Flächen an beliebigen Standorten zu berechnen. Bei dieser Darstellungsart sind die Ergebnisse aufgrund des auf die Länge eines normierten Einheitsrichtungsvektors weniger anschaulich und plausibel als bei einer Darstellung im Phasenraum. Im Phasenraum können die Ergebnisse, beispielsweise der optische Wirkungsgrad in Abhängigkeit von k_{axial} und $k_{transversal}$, so gelesen werden, als schaue man direkt auf die Aperturfläche (siehe hierzu Abb. 2.4).

Abb. 2.4 Projektion des Einheitsrichtungsvektors des einfallenden Strahles auf eine Referenzfläche, dargestellt in Kugelkoordinaten. Die Punkte repräsentieren ein Gitter von 0 bis 90° in 10° Schritten für ϑ , wie auch für φ aus Abb.2.1.



Deshalb soll die Umrechnung zwischen den verschiedenen Koordinatensystemen erläutert werden. Betrachtet man die Darstellung des Einheitsrichtungsvektors in Kugelkoordinaten, so ergibt sich für k_{axial} , $k_{transversal}$ und $k_{vertikal}$:

$$k_{axial} = \sin \vartheta \cdot \cos \varphi \quad (2.17)$$

$$k_{transversal} = \sin \vartheta \cdot \sin \varphi \quad (2.18)$$

$$k_{vertikal} = \cos \vartheta \quad (2.19)$$

$$\frac{k_{transversal}}{k_{vertikal}} = \tan \theta_T = \frac{\sin \vartheta \cdot \sin \varphi}{\cos \vartheta} \quad (2.20)$$

$$\frac{k_{axial}}{k_{vertikal}} = \tan \theta_L = \frac{\sin \vartheta \cdot \cos \varphi}{\cos \vartheta} \quad (2.21)$$

$$k_{vertikal} = \sqrt{1 - k_{transversal}^2 - k_{axial}^2} \quad (2.22)$$

Nach weiteren Umformungen ergibt sich für φ und ϑ :

$$\tan \varphi = \frac{k_{transversal}}{k_{axial}} \quad (2.23)$$

$$\tan \vartheta = \sqrt{\tan \theta_T^2 + \tan \theta_L^2} \quad (2.24)$$

Die für geneigte Kollektorflächen in [40] angegebenen Formeln wurden nach Beseitigung einiger Fehler (in der Quelle waren der solare Azimutwinkel und der Kollektorazimutwinkel vertauscht und die Beträge stimmten nicht) bestimmt zu:

$$\theta_L = \left| \arctan(\tan \theta_Z \cdot \cos(\gamma_s - \gamma)) - \beta \right| \quad (2.25)$$

$$\theta_T = \left| \arctan\left(\frac{\sin \theta_Z \cdot \sin(\gamma_s - \gamma)}{\cos \vartheta}\right) \right| \quad (2.26)$$

γ_s ist hierbei der solare Azimutwinkel, γ der Azimutwinkel des Kollektors, θ_Z der solare Zenitwinkel und ϑ der solare Einfallswinkel, bezogen auf die Oberflächennormale des Kollektors. Die Definitionen für θ_Z , γ_s und γ sind in [30] zu finden. Diese Gleichungen erlauben die Berechnung aller relevanter Einfallswinkel auf die Aperturbene. Nach Rabl [41] entspricht der longitudinale Einfallswinkel eines einachsigen nachgeführten Kollektors, der unter dem Anstellwinkel des jeweiligen Breitengrades des Standortes aufgestellt ist, der jeweiligen Tagesdeklination des Standortes. Dabei ist nicht die Ortszeit, sondern die reale Solarzeit für die Sonnenstandsberechnung zu verwenden. Sämtliche die solare Position eines gewissen Standortes bezüglich einer beliebig geneigten Fläche beschreibenden Formeln und Definitionen sind in dieser Arbeit und in den Quellen [30, 40, 41] zu finden. Diese wurden in ein Mathematica-Programm (Wolfram Research, Inc.) implementiert und erlauben somit Sonnenstandsberechnungen beliebig gegebener Standorte und Flächen. Für eine Verarbeitung in diesem Programm müssen lediglich die folgenden Größen bekannt sein: Der Standardmeridian der lokalen Zeitzone und der lokale Ortmeridian, die Neigung und Orientierung der den Kollektor tragenden Fläche, die direkte und diffuse Bestrahlungsstärke in beliebigen Zeitintervallen, wobei die diffuse sich aus der globalen Bestrahlungsstärke berechnen lässt. Die globale und die diffuse Bestrahlungsstärke müssen auf eine Referenzfläche bezogen werden, da der Kol-

lektor bei geneigter oder nachgeführter Stellung nur einen Teil des Himmels und nicht den gesamten Halbraum an diffuser bzw. globaler Strahlung sieht. Sollte die Albedo mit einbezogen werden, so ist auch deren Kenntnis erforderlich, wobei diese bereits in die Strahlverfolgungsrechnung mit eingeht und nicht erst anschließend in das **Mathematica**-Programm eingerechnet wird. Kosinusverluste werden bereits in den Strahlverfolgungsrechnungen mit berücksichtigt, müssen also nicht nachträglich eingerechnet werden.

2.2 Transfer der Solarstrahlung in der Atmosphäre

Die Solarstrahlung wird infolge Streuung in der Atmosphäre durch Luftmoleküle, Wasser und Staub und durch Absorption durch Ozon (O_3), Wassertropfen und -dampf (H_2O) und Kohlendioxid (CO_2) abgeschwächt [42], was bei der Optimierung, Konstruktion und Vermessung von Solarkollektoren zu berücksichtigen ist.

2.2.1 Abschwächung der Solarstrahlung durch Streuprozesse

Wie stark die Strahlung durch Streuung abgeschwächt wird, hängt ab von der Anzahl der Partikel, die von der Strahlung passiert werden müssen und von der Größe der Partikel relativ zur Wellenlänge λ der Strahlung ab. Die Strecke der Luftatmosphäre, die von der Strahlung passiert werden muss, wird durch den sogenannten Luftmassenkoeffizienten AM (air mass coefficient) beschrieben. AM 0 beschreibt die spektrale Bestrahlungsstärke außerhalb der Atmosphäre. Wenn die Strahlung senkrecht auf die Erde trifft gilt AM 1. Bei AM x wird der x -fache Wert von AM 1 zurückgelegt, wobei gilt $x = 1/\sin \varphi_{ES}$ mit φ_{ES} als dem Winkel, unter dem die Sonnenstrahlen auf die Erde treffen (Meridianhöhe). Um den jeweiligen Staub- und Feuchtigkeitsgehalt der Atmosphäre bestimmen zu können, müssen die durchstrahlten Wasser- und Staubpartikel neben dem Luftmassenkoeffizienten durch zeit- und ortsabhängige Größen beschrieben werden. In der folgenden Tabelle sind die verschiedenen Streumechanismen mit dem jeweils relevanten Wellenlängenbereich zusammengefasst:

Berechnung der Abschwächung durch Streuung	für die jeweilige Streuung relevanter Wellenlängenbereich	für den Streuprozess verantwortliche Partikelart
<p>Rayleigh-Streuung (Streukoeffizient ist proportional zu λ^{-4})</p>	<p>signifikant nur für $\lambda < 0,6 \mu\text{m}$ (deshalb erscheint der Himmel blau); oberhalb $0,6 \mu\text{m}$ lediglich eine kleine Beeinflussung der atmosphärischen Transmission</p>	<p>Luftmoleküle in der Größenordnung von 10^{-10}m, also klein relativ zur Wellenlänge der Solarstrahlung (siehe Abb. 2.6 – 2.8)</p>
<p>von Moon entwickelter Transmissionskoeffizient für den Dampfgehalt der Atmosphäre (kondensiert) als Funktion von λ^2 und ein Transmissionskoeffizient für Staub als Funktion von $\lambda^{-0.75}$ [43]</p> <p>Mie-Streuung wirkt stark vorwärts gerichtet und kann erfasst werden mittels der Angströmschen Trübheitsgleichung, die den atmosphärischen Transmissionsgrad aufgrund von Aerosolen beschreibt:</p> $\tau_{\alpha(t),\lambda} = \exp(-\beta(t) \cdot \lambda^{-\alpha(t)} \cdot m)$ <p>β ($0 \leq \beta \leq 0,4$) ist der Angströmsche Trübheitskoeffizient, α ($\cong 1,3$) ist ein einzelner zusammengefasster Wellenlängenexponent, λ ist die Wellenlänge in μm und t ist die Zeit.</p>	<p>weniger stark wellenlängenabhängig als die Rayleigh-Streuung</p>	<p>Aneinanderkopplung der H_2O-Moleküle und Kondensation der H_2O-Moleküle auf Staubpartikeln in der Atmosphäre bewirken relativ große, unterschiedliche Partikelgrößen. Die Ausdehnung dieser Partikel variiert stark mit dem Standort und der Zeit.</p> <p>Aerosole in der Größenordnung von $10^{-3} - 10^2 \mu\text{m}$, wobei man unter Aerosolen feste Schwebeteilchen versteht, wie z. B. Staub, Meersalz, Pollen, Sporen, Bakterien und Verbrennungsprodukte wie Asche und Rauch</p>

Tabelle 2.1 Atmosphärische Streumechanismen

2.2.2 Abschwächung der Solarstrahlung durch Absorption

Strahlungsabsorption in der Atmosphäre erfolgt im ultravioletten Spektralbereich ($\lambda \leq 0,29 \mu\text{m}$) nahezu vollständig durch die Ozonschicht und im infraroten durch Wasserdampf und Kohlendioxid. Ein Absorptionsband, hervorgerufen durch Ozon, liegt bei $\lambda = 0,60 \mu\text{m}$. Weitere Absorptionsbänder, hervorgerufen durch die starke Absorption der infraroten Strahlung im Wasserdampf, befinden sich bei den Wellenlängen $\lambda = 1,00, 1,50$ und $1,80 \mu\text{m}$. Bei größeren Wellenlängen als $2,50 \mu\text{m}$ beträgt die spektrale Bestrahlungsstärke des extraterrestrischen Spektrums nur noch 5 % des Maximums. Zudem ist in diesem Wellenlängenbereich die Transmission durch die Atmosphäre aufgrund der Absorption durch H_2O und CO_2 sehr gering, sodass kaum Strahlung dieses Wellenlängenbereiches auf der Erdoberfläche ankommt. In Abbildung 2.6 sind die Effekte der Rayleigh-Streuung durch Luftmoleküle und Absorption durch O_3 , H_2O und CO_2 auf die spektrale Verteilung der Direktstrahlung für eine Atmosphäre mit $\beta = 0$ (siehe Kap. 2.2.1) und $w = 2 \text{ cm}$ als Maß für den H_2O -Dampfgehalt der Atmosphäre (kondensiert). Man erkennt eine Abnahme des Einflusses der Rayleigh-Streuung, die als Differenz zwischen extraterrestrischer und oberer Kurve dargestellt ist, oberhalb von $0,60 \mu\text{m}$.

Abb. 2.6 Beispiel für Effekte aufgrund der Rayleigh-Streuung durch Luftmoleküle und Absorption durch O₃, H₂O und CO₂ [44]

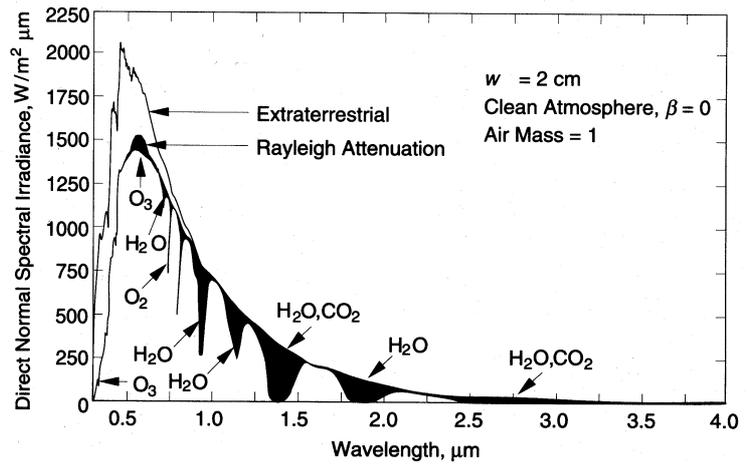


Abb. 2.7 Spektrale Verteilungen der Direktstrahlung für Luftmassenkoeffizienten von 0, 1, 2 und 5 [44]

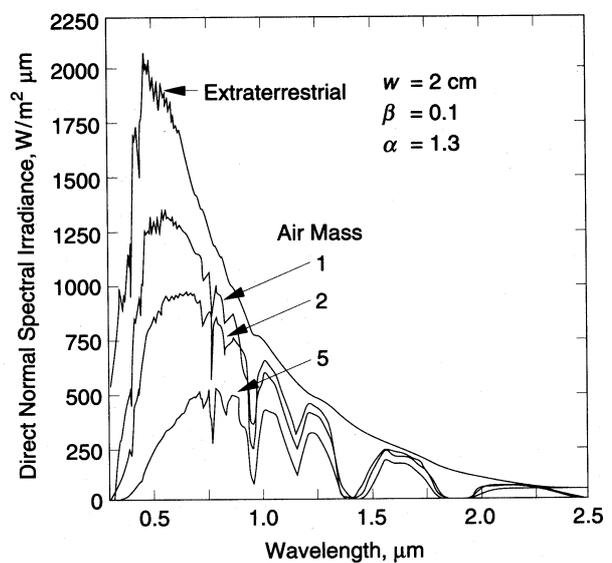
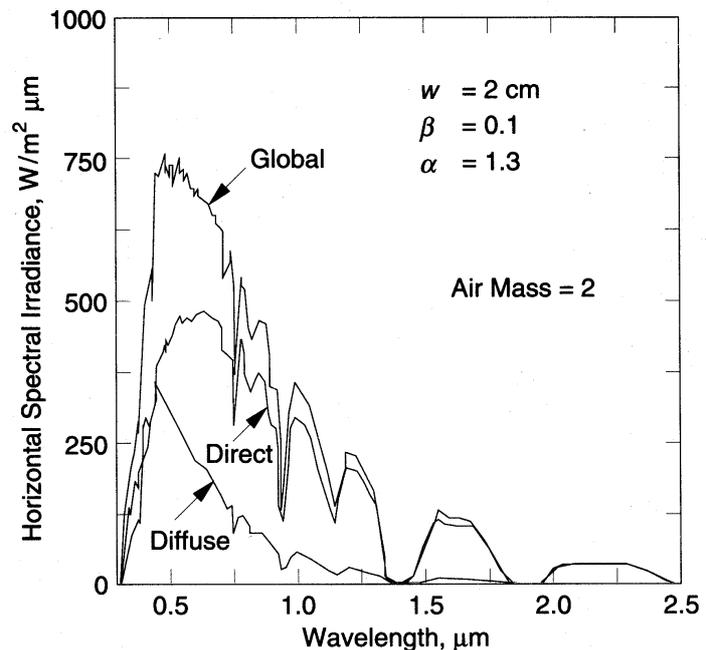


Abb. 2.7. zeigt die spektrale Verteilung für Direktstrahlung mit verschiedenen Luftmassenkoeffizienten und für die extraterrestrische Strahlung (AM 0). Um die nutzbare Solarstrahlung für thermische Solarkollektoren bestimmen zu können, ist auch die Kenntnis der spektralen Verteilung der Diffusstrahlung (hat ihren Ursprung in der Rayleigh-Streuung, welche proportional zu $1/\lambda^4$ ist, kommt aus einem 2π Raumwinkel und wird häufig in erster Näherung als isotrop betrachtet) erforderlich. Im Wellenlängenbereich zwischen 0,35 und 8,00 μm ist sie der der Globalstrahlung (besteht aus diffuser und direkter Strahlung, bezogen auf eine horizontale Fläche) sehr ähnlich, obwohl die Absolutwerte der spektralen aufgelösten Strahlungsleistung von Global- und Diffusstrahlung stark von einander abweichen können. Die spektrale Strahlungsverteilung der Diffusstrahlung ist im Gegensatz zur Globalstrahlung lediglich ein wenig in Richtung kürzerer Wellenlängen verschoben. Nach der Streutheorie ist das nicht verwunderlich, da bei kürzeren Wellenlängen Streuprozesse verstärkt auftreten. Diese Verschiebung zu kürzeren Wellenlängen ist auch in Abb. 2.8 zu erkennen, in der das in Direkt- und in Diffusstrahlung aufgeteilte Globalstrahlungsspektrum für einen typischen klaren Tag zu sehen ist. Auch erkennt man in Abb. 2.8, dass oberhalb von Wellenlängen von 1,00 μm die Direktstrahlung das Globalstrahlungsspektrum dominiert.

Für die Absorption der Solarstrahlung in solarthermischen Kollektoren kann die spektrale Verteilung der direkten und diffusen Solarstrahlung als gleich betrachtet werden, da die Strahlung in Wärme umgesetzt wird. Für die exakte Berechnung der Absorption, Reflexion und Transmission solcher Kollektoren sind repräsentative Werte in Tabellenform unter Berücksichtigung

sichtung der jeweiligen Luftmassenkoeffizienten und den anderen spezifischen, in diesem Kapitel vorgestellten Größen (siehe Tabelle 2.1), erhältlich.

Abb. 2.8 Beispiel eines typischen klaren Tages: errechnete Global-, Diffus- und Direktstrahlung [44]



Zusammenfassend lässt sich sagen, dass extrem kurzwellige Strahlung, z. B. Röntgenstrahlung, in der Ionosphäre durch Stickstoff, Sauerstoff und andere atmosphärische Komponenten absorbiert wird. Der größte Anteil der ultravioletten Strahlung wird in der Ozonschicht absorbiert. Bei Wellenlängen größer als $2,5 \mu\text{m}$ erreicht aufgrund der geringen extraterrestrischen Strahlung und der hohen Absorption durch CO_2 nur ein geringer Teil der Strahlung die Erde. So genügt es für solarthermische Anwendungen nur den Spektralbereich zwischen $\lambda = 0,3 \mu\text{m}$ und $\lambda = 2,5 \mu\text{m}$ zu betrachten.

2.3 Von Kollektoren nutzbare Solarstrahlung

Wie viel Solarstrahlung nutzt nun ein schwach konzentrierender Solarkollektor? Dies hängt ab von der in Kap. 2.2 erläuterten atmosphärischen Abschwächung der Solarstrahlung, die orts-, zeit- und witterungsabhängig ist, zum anderen hängt sie von der Aufstellung der jeweils verwendeten Kollektoren (siehe Kap. 4.3) ab, wie auch von den optischen Eigenschaften der jeweils verwendeten Kollektoren. Zu diesen optischen Eigenschaften zählen: der Akzeptanzhalbwinkel (siehe Kap. 2.1.4), der Absorptionsgrad des Absorbers (siehe Kap. 2.3.2), der Transmissionsgrad der transparenten Abdeckung und der Reflexionsgrad des Reflektors. Der optische Wirkungsgrad wird dabei bestimmt durch den Transmissions- und Emissionsgrad der transparenten Abdeckung, den Absorptions- und Emissionsgrad des Absorbers und den Reflexionsgrad des Reflektors (Abb. 2.9). Auf eine Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit des Reflexionsgrades des Reflektors kann verzichtet werden, da die in dieser Arbeit untersuchten Röhrenkollektoren stets evakuiert sind. Somit könnte sich der Reflektor lediglich geringfügig durch Abstrahlung des Absorbers, nicht jedoch durch Wärmeleitung und Konvektion innerhalb des evakuierten Bereiches aufheizen, was zu einer Verschlechterung des Reflexionsgrades für Direktstrahlung führen würde (siehe hierzu auch Kap. 3.2).

Aufgrund der für die Modellierungen in dieser Arbeit stets verwendeten selektiven Absorberschichtungen und der über den relevanten Wellenlängenbereich entspiegelten transparenten, eisenarmen Abdeckungen kann auch, worauf in den nächsten Kapiteln näher eingegangen

wird, auf die Auswertung auf Wellenlängenabhängigkeiten von Absorptions- und Transmissions- und Reflexionsgrad verzichtet werden. Es kann für den Fall, dass die transparente Abdeckung kaum Solarstrahlung absorbiert, der optische Wirkungsgrad näherungsweise als unabhängig von der Bestrahlungsstärke der einfallenden Solarstrahlung betrachtet werden [30, 50] (siehe hierzu auch Kap. 2.3.1 – 2.3.2).

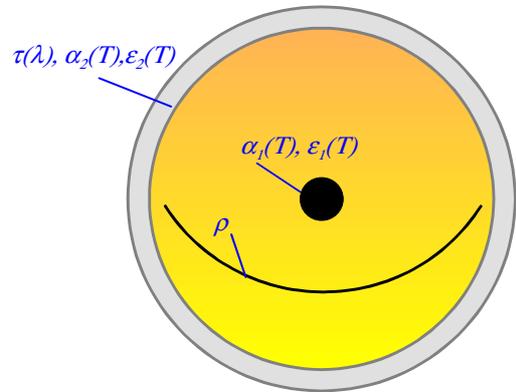


Abb. 2.9 Physikalische Größen zur Abschätzung der Leistung eines Solarkollektors am Beispiel eines evakuierten Röhrenkollektors (ρ : Reflexionsgrad des Reflektors, $\tau(\lambda)$: Transmissionsgrad der Abdeckung, $\alpha_{1(2)}(T)$, $\epsilon_{1(2)}(T)$: Absorptions- bzw. Emissionsgrad des Absorbers, bzw. der Abdeckung)

2.3.1 Einfluss transparenter Abdeckungen

Grundlegende Bedingung für eine gute Transparenz der Glasabdeckung ist ein geringer Eisenanteil (Fe_2O_3), da **Eisen-Ionen über einen hohen Absorptionsgrad** für solare Strahlung verfügen. Zudem erhöht ein hoher Eisen-Ionenanteil bei höher konzentrierenden Kollektoren die Gefahr, dass die Abdeckung thermischen Schaden erleidet. Ein niedriger Gehalt an Eisen erhöht zwar die Kosten des Glases, aber aufgrund des deutlich verbesserten Transmissionsgrades werden für Solarkollektoren in der Regel eisenarme Gläser verwendet. In Abb. 2.10 ist für den interessierenden Wellenlängenbereich die Transmission in Abhängigkeit vom Eisengehalt aufgetragen.

Die durch Verringerung des Eisengehaltes des Glases erreichte Verbesserung des Transmissionsgrades im Bereich des Maximums der spektralen Bestrahlungsstärke, welches zwischen $\lambda = 0,1$ und $\lambda = 0,7 \mu\text{m}$ liegt, beträgt 10 – 15 % (siehe Kap. 2.2). Bei Wellenlängen zwischen 0,7 und 3,0 μm steigt er sogar um bis zu 90 %. Entspiegelte Materialien mit dem Ziel möglichst hoher Transmission verfügen stets über eine Selektivität für einen bestimmten Wellenlängenbereich. Theoretische Überlegungen hierzu sind im folgenden Kapitel zu finden.

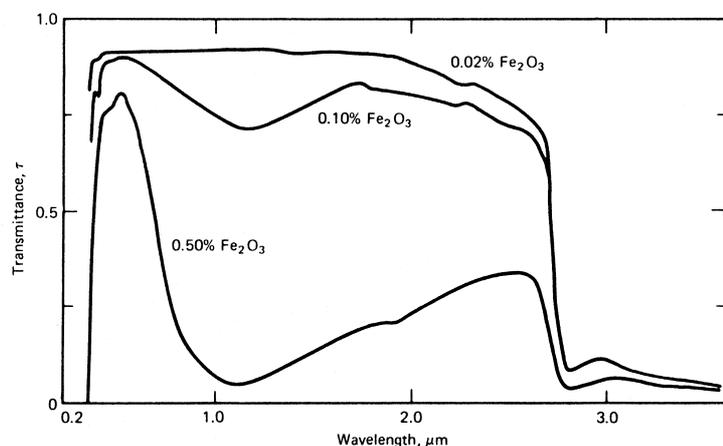
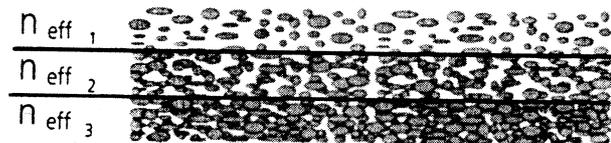


Abb. 2.10 Einfluss des Eisengehaltes (Fe_2O_3) auf den Transmissionsgrad von Solarkollektoren in Abhängigkeit von der Wellenlänge [50]

Kostengünstige **Entspiegelungsmethoden zur Verringerung des Reflexionsgrades** basieren auf einem 1947 von Moulton zum Patent angemeldeten [45] und auch heute noch weiter verfolgtem Prinzip [46, 47, 48, 49]: man mischt ein bestimmtes Material mit Luft (Herstellung s. u.), wobei die Korngrößen des verwendeten Materials und die Abstände dazwischen unterhalb der Wellenlänge liegen, für welche die beste Transmission gefordert wird. So besitzt dieses Material für Wellenlängen, die größer als die Korngrößen sind, einen effektiven Brechungsindex und es können sehr niedrige Brechungsindizes für eine stark verbesserte Transmission erzielt werden: eine elektromagnetische Welle erfährt beim Übergang von einem Medium mit niedrigerem zu einem Medium mit höherem Brechungsindex bei der Reflexion einen Phasensprung von 180° . Damit die beiden Wellen sich aufheben, müssen ihre Amplituden gleich und ihre Phasen gegenläufig sein. Für den Übergang vom Medium mit niedrigerem zum Medium mit höherem Brechungsindex wird zur Erfüllung dieser Bedingung ein Brechungsindex der betreffenden Schicht gefordert, der der Wurzel des Produktes beider Brechungsindizes entsprechen sollte [49]. Da Glas einen Brechungsindex von etwa 1,5 hat, ist für den Übergang Luft-Glas ein sehr niedriger effektiver Brechungsindex von 1,22 ideal. Durch poröse Materialien kann die Transmission bis um 6 % verbessert werden. In Abb. 2.11 ist eine sogenannte Sol-Gel-Struktur [49] dargestellt, deren Brechungsindex von oben nach unten zunimmt. Die Sol-Gel-Struktur kann entweder durch organisch modifizierte Alkohole oder wässrige Lösungen („Sol“) hergestellt werden. Diese Schicht wird durch ein einfaches Eintauchverfahren aufgebracht. Das „Gel“ (d.h. jedes Teilchen ist in ein Netzwerk eingebaut und alle Teilchen sind miteinander verbunden) entsteht durch Entzug des Lösungsmittels, so dass eine Polymerisation stattfinden kann.

Abb. 2.11 Poröse Sol-Gel-Struktur [49]



Mit solchen Sol-Gel-Beschichtungen lassen sich Transmissionsgrade von 0,97 und Absorptionsgrade von 0,01 erreichen, errechnet als Durchschnittswerte der spektralen Transmission und Absorption nach dem ISO-Standard 9845-1:1992 (E). Auch eignen sich diese Strukturen insbesondere für den Betrieb im Freien, da sie rein anorganisch sind (näheres hierzu in [49]).

Zu Fresnel'schen Reflexionen kommt es, obwohl man die einfallende Sonnenstrahlung näherungsweise als unpolarisiert betrachten kann (die direkte Solarstrahlung ist unpolarisiert, die partielle Polarisierung der Diffusstrahlung kann vernachlässigt werden). Dennoch können Polarisierungseffekte auftreten, wenn die Transmission von Solarstrahlung durch mehrere Schichten erfolgt. Der Unterschied zwischen Transmissions- und Reflexionsvermögen für verschiedene Polarisationsrichtungen der Strahlung bewirkt, dass bei einem von Null verschiedenen Einfallswinkel die transmittierte Strahlung partiell polarisiert ist, auch wenn dies bei der einfallenden Strahlung nicht der Fall war. So unterscheiden sich die Reflexionsvermögen eines bestimmten Mediums für senkrechte und parallele Komponenten der einfallenden Lichtwelle. Parallele und senkrechte Komponenten sind hierbei durch eine zwischen Einfallrichtung und Oberflächennormale aufgespannte Ebene definiert. Für unpolarisierte einfallende Strahlung ergibt sich ein Brechungsindex ρ von:

$$\rho = \frac{E_r}{E_I} = \frac{1}{2} \cdot (\rho_{\parallel} + \rho_{\perp}) \quad (2.27)$$

Hierbei sind E_r und E_I die reflektierten bzw. einfallenden Bestrahlungsstärken, ρ_{\parallel} und ρ_{\perp} die von den Richtungen der einfallenden bzw. gebrochenen Strahlen nach [41] abhängigen Refle-

xionsgrade für parallel, bzw. senkrecht polarisierte Strahlung. ρ_{\parallel} und ρ_{\perp} hängen lediglich von den Richtungen der einfallenden und transmittierten Strahlen ab. Näheres hierzu in [41].

2.3.2 Einfluss von Absorberbeschichtungen

Eine Möglichkeit bei einem solarthermischen Kollektor die Nutzung solarer Strahlung zu erhöhen besteht darin, seinen Absorber mit einer strahlungsselektiven Schicht zu versehen. Es wird in dem Spektralbereich, in dem die solare Einstrahlung die thermische Abstrahlung eines schwarzen Körpers überwiegt, ein hoher Absorptionsgrad verlangt. Im längerwelligen Spektralbereich, in dem die thermische Abstrahlung eines schwarzen Absorbers stärker als die solare Bestrahlungsstärke ist, soll der Emissionsgrad möglichst gering sein. Diese beiden Forderungen sind mit dem Kirchhoff'schen Gesetz von gleichem Absorptionsgrad und Emissionsgrad bei gleicher Wellenlänge verträglich, da es sich um disjunktive Wellenlängenbereiche handelt [50]. Auf diese Art kann bei gleicher Aperturfläche, gleicher Aufständigung und gleichen Einstrahlungsbedingungen die Wärmeausbeute deutlich erhöht werden. Dies setzt zusätzlich eine wirksame Unterdrückung von Verlusten durch Konvektion und Wärmeleitung im Gas und im Material voraus, was u. a. durch Evakuierung und die Auswahl geeigneter Materialien erreicht werden kann. Der Absorptionsgrad als das Verhältnis von absorbiertem Strahlungsfluss zu einfallendem Strahlungsfluss ist von den folgenden Größen abhängig:

$$\alpha = \alpha(\lambda, \vec{p}, \vec{\Omega}, \vec{r}, T_A) = \varepsilon(\lambda, \vec{p}, \vec{\Omega}, \vec{r}, T_A) \quad (2.28)$$

λ ist die Wellenlänge, \vec{p} die Polarisationsrichtung der Strahlung, $\vec{\Omega}$ das gerichtete Raumwinklelement (räumliche Einfallrichtung zur Absorberfläche), \vec{r} ist der Ortsvektor des auftreffenden Strahls und T_A ist die Temperatur des Absorbers. Zusätzlich emittiert ein Absorber Strahlung, verfügt also über den Emissionsgrad ε , definiert durch das Verhältnis des emittierten Strahlungsflusses bei der Temperatur T_A zum bei der gleichen Temperatur emittierten maximalen Strahlungsfluss eines schwarzen Strahlers. ε hängt ebenfalls von λ , \vec{p} , $\vec{\Omega}$, \vec{r} und T_A ab und sein Wert ist nach dem Kirchhoff'schen Gesetz gleich dem des Absorptionsgrades. Dieser Wert ist im Wesentlichen durch die Temperatur T_A bestimmt. Die maximal mögliche Emission der in dieser Arbeit stets verwendeten zylinderförmigen Absorber ist als spektrale Flussdichte gegeben durch $\phi_{\lambda} = 2 \pi L_{\lambda}(\lambda, T_A)$ mit $L_{\lambda}(\lambda, T_A)$ als Planck'scher Funktion der Strahldichte für unpolarisierte Strahlung. Es gilt

$$L_{\lambda}(\lambda, T) = \frac{2hc^2}{\lambda^5} \frac{1}{\exp\left(\frac{hc}{kT\lambda}\right) - 1} \quad (2.29)$$

mit h dem Planck'schen Wirkungsquantum, c der Lichtgeschwindigkeit, k der Boltzmannkonstanten und T der Temperatur. Somit gilt nun für die auskoppelbare Wärme $Q_A(T_A)$ des zylinderförmigen Absorbers mit isotroper und unpolarisierter Abstrahlung (als Referenzfläche wird die Aperturfläche gewählt):

$$Q_A(T_A) = \int_0^{\infty} \alpha(\lambda, T_A) E_{\lambda}(\lambda) d\lambda - \frac{1}{C} \int_0^{\infty} \varepsilon(\lambda, T_A) 2 \cdot \pi \cdot L_{\lambda}(\lambda, T_A) d\lambda \quad (2.30)$$

$E_{\lambda}(\lambda)$ ist die spektrale Bestrahlungsstärke (die geometrische wurde bereits in Kapitel 2.1 definiert), die sich terrestrisch aus solarer Strahlung $^S E_{\lambda}(\lambda)$ und atmosphärischer Gegenstrahlung $^A E_{\lambda}(\lambda)$ zusammensetzt und C ist das geometrische Konzentrationsverhältnis. Die durch die

Konzentration hervorgerufene Strahlungsbündelung bewirkt die um den Faktor $1/C$ kleineren Abstrahlungsverluste. Der thermische Wirkungsgrad η_A ist nun definiert als das Verhältnis der auskoppelbaren Wärme $Q_A(T_A)$ zur verfügbaren einfallenden Solarstrahlung mit dem über alle Wellenlängen integrierten Beitrag von ${}^s E$. Es gilt also

$$\eta_A = \frac{Q_A(T_A)}{{}^s E} \quad (2.31)$$

mit

$${}^s E = \int_0^\infty {}^s E_\lambda(\lambda) d\lambda. \quad (2.32)$$

Da das Kirchhoff'sche Gesetz $\alpha(\lambda, T_A) = \varepsilon(\lambda, T_A)$ gilt, lässt sich Gleichung 2.30 umformulieren in

$$Q_A(T_A) = \int_0^\infty \alpha(\lambda, T_A) \left[E_\lambda(\lambda) - \frac{1}{C} 2 \cdot \pi \cdot L_\lambda(\lambda, T_A) \right] d\lambda. \quad (2.33)$$

Aufgrund der Selektivität der Absorberbeschichtung, auf die in diesem Kapitel noch näher eingegangen wird, wird es Wellenlängenbereiche geben, in denen

$$\left[E_\lambda(\lambda) - \frac{1}{C} 2 \cdot \pi \cdot L_\lambda(\lambda, T_A) \right] < 0 \quad (2.34)$$

ist, also die Abstrahlung dominiert, und andere, in denen

$$\left[E_\lambda(\lambda) - \frac{1}{C} 2 \cdot \pi \cdot L_\lambda(\lambda, T_A) \right] > 0 \quad (2.35)$$

ist, also die Einstrahlung dominiert. Erstere werden als negativ, letztere als positiv definiert. Man erkennt in den Gleichungen 2.34 und 2.35, dass „positive“ und „negative“ Wellenlängenbereiche lediglich vom verfügbaren Spektrum und der Absorbentemperatur, nicht jedoch von der Materialbeschaffenheit abhängen. Werden nun die positiven, wie auch negativen Bereiche durch Integration gesammelt, so ist die Zielsetzung für die maximale Wärmeausbeute klar: es muss in den positiven Wellenlängenbereichen $\alpha(\lambda, T_A) \rightarrow 1$ und in den negativen $\varepsilon(\lambda, T_A) \rightarrow 0$ gehen. Dies ist die Zielsetzung bei der Herstellung einer selektiven Absorbenschicht. Die Optimierung einer selektiven Schicht müsste streng genommen für jede gewünschte Absorbentemperatur T_A und lokal und zeitlich variable spektrale Bestrahlungsstärke $E_\lambda(\lambda)$ durchgeführt werden. Nimmt man vereinfachend an, dass die Einstrahlung $E_\lambda(\lambda)$ von einem perfekten, also Planck'schen Emitter mit $T^*(\lambda)$ als angenommener Temperatur kommt, so können die Formeln 2.34 und 2.35 umgeschrieben und zusammengefasst werden in die Gleichung:

$$E_\lambda(\lambda) = \frac{1}{C} 2 \cdot \pi \cdot L_\lambda(\lambda, T^*) \quad (2.36)$$

Um die „positiven“ und „negativen“ Wellenlängenbereiche zu ermitteln, schreibt man das Planck'sche Spektrum (Gleichung 2.29) um als Temperaturspektrum $T^*(\lambda)$. Dieses Spektrum der Strahldichtetemperatur entspricht bestimmten meteorologischen Bedingungen mit stetigem Abfall von $T^*(\lambda)$ mit zunehmender Wellenlänge. Das Standardspektrum $E_\lambda(\lambda)$ kann nun für weiterführende Analysen (s. u.) umgeschrieben werden:

$$E_\lambda(\lambda) = \frac{2\pi}{C} [f \cdot L_\lambda(\lambda, T_S) + (1-f)L_\lambda(\lambda, T_A)] \quad (2.37)$$

$T_S = 5777$ K ist die effektive Photosphärentemperatur der Sonne, $T_A \approx 300$ K ist die als konstant angenommene Strahldichtetemperatur der benachbarten Lufthülle mit f als Mischungsverhältnis oder „Verdünnungsgrad“ des solaren Anteils der Strahlung mit dem terrestrischen. So gilt $f = 0$ beispielsweise nachts. Auch die Strahlungskonzentration hat ebenso wie eine Verschattung einen Einfluss auf den Verdünnungsgrad: $f = 1$ gilt für eine maximale optische Konzentration der Solarstrahlung. In bisherigen Arbeiten [50] konnte gezeigt werden, dass die Wirkungsgradkennlinien für verschiedene Temperaturen nach Gleichung 2.31 und die Lage der Übergangswellenlinien λ_A zwischen $\alpha = 1$ ($\lambda < \lambda_A$), also maximaler Absorption für Wellenlängen kleiner λ_A , und $\varepsilon = 0$ ($\lambda > \lambda_A$), also minimaler Emission für Wellenlängen größer λ_A , nur sehr schwach von den extraterrestrischen solaren Bestrahlungsstärken abhängen und damit von dem Verdünnungsfaktor f abhängen. So sollen im Rahmen dieser Arbeit bei den Modellen von Solarkollektoren spektrale Materialeigenschaften nicht berücksichtigt werden. In Abbildung 2.12 ist die spektrale Abhängigkeit des Reflexionsgrades der in dieser Arbeit verwendeten CERMET-Schicht (ceramics–metal–composite materials) für einen Luftmassenkoeffizienten von 1,5 aufgetragen. Diese Schicht wurde von der Firma Schott in einer Vakuumkammer aufgebracht. Messungen ergaben für den Emissionsgrad bei einer Temperatur von 100 °C einen Wert von 0,08 und für den Absorptionsgrad einen Wert von 0,94.

Bei einer industriell gefertigten CERMET - Schicht besteht jede Einzelschicht aus einer amorphen Matrix mit eingeschlossenen Metallpartikeln. Mit dem Metallanteil steigt die Absorption der Beschichtung, aber auch ihr Brechungsindex und damit der Reflexionsgrad der Oberfläche. Somit sollte der oberste Teil der Schicht möglichst metallfrei sein und der Metallgehalt zum Substrat hin zunehmen. Rein physikalisch wäre eine stetige Zunahme des Metallanteils optimal, was in der Praxis jedoch nur schwer realisierbar ist. Dennoch kann diese durch ein mehrschichtiges CERMET angenähert werden.

Die Schicht direkt am Substrat hat die Aufgabe einer Diffusionsbarriere und verhindert, dass Substratmaterial in die Absorberschicht diffundiert und diese chemisch verändert. Die zweite Schicht ist die eigentliche Absorberschicht, in welcher der größte Anteil der auftreffenden Strahlung absorbiert wird. Die dritte Schicht ist zum einen eine Schutzschicht gegenüber atmosphärischen Einflüssen, zum anderen übernimmt sie die Funktion einer Antireflexschicht. Sie muss mechanisch möglichst stabil und transparent sein, was z. B. auch durch die Verwendung von amorphem Kunststoff realisiert werden kann. Die Funktionalität jeder einzelnen Schicht wird zudem durch ihre Dicke bestimmt.

Aufgetragen werden die einzelnen Schichten mittels eines Sputterprozesses: ein Vakuumprozess, bei dem Stickstoff- bzw. Sauerstoffionen aus einem Stickstoff- bzw. Sauerstoffplasma auf das Aluminiumtarget treffen und dieses durch Impulsübertragung zerstäuben. Voraussetzung für diesen Prozess ist eine Niederdruckkammer, ein Inertgas als Ionenlieferant und ein elektrisches Feld. Die aus dem Targetmaterial herausgelösten Moleküle belegen neben den Plasmaionen das Substrat. In Abhängigkeit vom Prozessdruck, der Teilchenenergie und der Substrattemperatur bilden sich mehr oder weniger harte Schichten. Gäbe es geeignete CERMET-Schichten, so ließe sich prinzipiell bis zu Temperaturen von 500 °C durch eine spektral-selektive Absorberschicht und durch eine transparente Wärmedämmung eine Reduktion der Strahlungs- und Konvektionsverluste der Absorberfläche erreichen. Oberhalb von 500 °C ist die thermische Ausstrahlung des „schwarzen Körpers“ so hoch, dass mit heute verfügbaren Materialien keine hinreichende Reduzierung der oben genannten Verluste möglich ist [51]. Prinzipiell lässt sich noch sagen, dass eine Kombination von Konzentration und Selektivität im gleichen System nur dann notwendig ist, wenn höhere Temperaturen bei relativ kleinen Konzentrationsfaktoren erzielt werden sollen ($T > 250$ °C, $C < 20$). Je höher die Konzentration ist ($C > 20$), desto geringer ist die Rolle der Strahlungsverluste, da die verlustwirksame

Fläche kleiner wird, sodass eine selektive Absorberschicht dann nicht mehr notwendig ist. Je größer der Unterschied von α und ε in den jeweiligen Wellenlängenbereichen werden soll, desto mehr sind Einbußen bei α und damit des Anteils der nutzbaren Sonnenenergie in Kauf zu nehmen. Entscheidend ist in unserem Fall für Prozesstemperaturen um 300 °C nicht die maximal erreichbare Temperatur, sondern die Höhe des nutzbaren Energiebetrages, sodass neben dem Umwandlungswirkungsgrad auch die Einstrahlungsbedingungen mit berücksichtigt werden müssen.

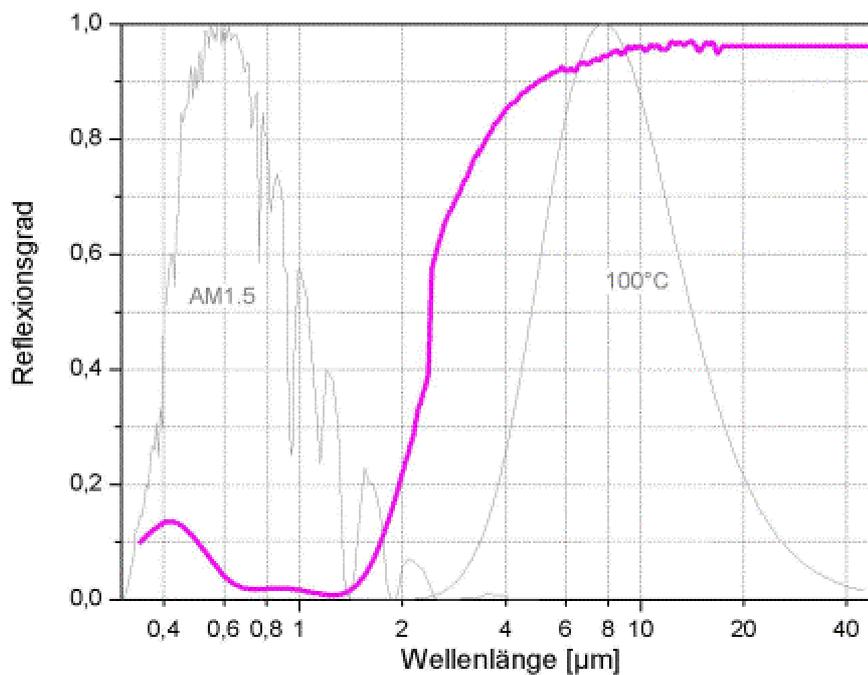


Abb. 2.12 Abhängigkeit des Reflexionsgrades von der Wellenlänge für eine selektive Absorberschicht auf Kupfer (erste Schicht (direkt auf Kupfer): reines Al, zweite Schicht: Al, gemischt mit AlN, dritte Schicht: Al gemischt mit Al_2O_3 , vierte Schicht: eine sehr geringe Menge Al gemischt mit Al_2O_3); Luftmassenkoeffizient 1,5. Eingetragen ist das Spektrum der Sonne für AM = 1,5 und das Spektrum eines Strahlers, der mit einer Temperatur von 100 °C, also im Bereich größerer Wellenlängen, strahlt.

3 Solarkollektoren

In diesem Kapitel werden zunächst auf dem Markt erhältliche, evakuierte Röhrenkollektoren vorgestellt. Anschließend wird darauf eingegangen, welche dieser Kollektoren untersucht werden und warum ein neuer Kollektortyp entwickelt wird. Deutlich wird die Auswahl der Kollektortypen auch durch die Analyse ihrer optischen Eigenschaften. Anschließend wird ein Abschätzung der jeweiligen Kollektorkennlinien, bei denen der thermische Wirkungsgrad eines Kollektors aufgetragen wird gegen die Temperaturdifferenz zwischen Umgebung und Absorber, durchgeführt. Diese Abschätzung diente zu Beginn dieser Arbeit als Auswahlkriterium.

Eine Recherche ergab, dass auf dem Markt erhältliche evakuierte Röhrenkollektoren über ein geometrisches Konzentrationsverhältnis bis zu 1,1 verfügen. Bei den konzentrierenden, wie auch bei einigen der nicht-konzentrierenden Kollektoren ist ein Reflektor auf der von der Sonne abgewandten Seite angebracht [48]. Dieser Reflektor kann realisiert werden durch eine teilweise Beschichtung der Innenseite der Glasrohrwand oder durch einen massiven Spiegel, der innerhalb oder außerhalb der Glasröhre angebracht werden kann. Sämtliche auf dem Markt erhältlichen Röhrenkollektoren werden der Sonne nicht nachgeführt. Somit wird der Akzeptanzbereich dieser Kollektoren so gewählt, dass der Kollektor das „Sonnenband“, d. h. den Bereich des Himmels, in dem die Sonne täglich erscheint, möglichst vollständig „sieht“ [14]. Somit ergibt sich bei einer Ost-West-Aufstellung der Kollektorachse ein Akzeptanzhalbwinkel von 26° und bei einer Nord-Süd-Aufstellung ein Akzeptanzhalbwinkel von 60° [14, 53] (siehe Abb. 2.3). Konsequenterweise ist die Konzentration auf relativ niedrige Werte beschränkt, selbst wenn der Kollektor in Ost-West-Richtung aufgestellt sein sollte (siehe hierzu auch Kapitel 2.1.4 und 4.2).

Solche Kollektortypen erreichen mit einer entspiegelten Glasröhre und einer sehr guten Absorberbeschichtung optische Wirkungsgrade um 0,8. Bei Betriebstemperaturen von 100°C können mit solchen Kollektoren noch thermische Wirkungsgrade um 0,7 erreicht werden [10, 52]. Wie bereits in Kapitel 1.3 erläutert, wurden in den letzten 25 Jahren verschiedene Kollektorgeometrien untersucht und optimiert.

Im Rahmen dieser Arbeit werden nun zwei nicht nachgeführte, evakuierte CPC-Kollektoren (siehe auch Kapitel 1.3) ausgewählt, deren Kollektorkennlinien nach Herstellerangaben für den Temperaturbereich bis 300°C am aussichtsreichsten erscheinen. Da die von Kollektorherstellern zur Verfügung gestellten Kennlinien nur bis zu Temperaturen von etwa 150°C gültig sind (in der Regel werden derartige Kollektoren nur bis zu diesen Betriebstemperaturen eingesetzt), wurden diese Kollektoren in eine anschließende Abschätzung der Kollektorkennlinien bis zu Temperaturen von 300°C , basierend auf physikalischen Überlegungen, mit einbezogen (siehe Abb. 3.9).

Da ein erheblicher Prozesswärmebedarf im sogenannten „mittleren“ Temperaturbereich zwischen 200 und 350°C besteht (siehe Kap. 1.1), bietet sich der Einsatz von nachgeführten, konzentrierenden Kollektoren an [9]: Betriebstemperaturen oberhalb von 250°C können mit Wirkungsgraden über 0,5 nur mit nachgeführten, konzentrierenden Kollektoren erreicht werden [54]. Dies ist dadurch bedingt, dass Verluste durch Strahlungsverluste des Absorbers dominiert werden, dagegen in evakuierten Röhrenkollektoren Verluste durch Wärmeleitung und Konvektion vernachlässigt werden können [41]. Die dominierenden Verluste hängen als reine Strahlungsverluste also nach Boltzmann in der vierten Potenz von der Temperatur ab.

Deshalb werden die zwei ausgewählten nicht-nachgeführten Kollektoren mit zwei neuartigen, nachgeführten Kollektoren verglichen: einem besonders einfachen, kostengünstigen, nicht evakuierten und horizontal aufgestellten Parabolrinnen-Kollektor, der über ein geometrisches Konzentrationsverhältnis von $C = 14$ verfügt und mit einem im Rahmen dieser Arbeit entwickelten, nachgeführten evakuierten Röhrenkollektor ($C = 3,2$). Die einachsige Nachführung des in der Röhre befindlichen Spiegels mit parabelähnlichem Querschnitt wird mit einem magnetischen Mechanismus, d. h. ohne mechanischen Kontakt, realisiert. Die Tatsache, dass sich der Spiegel innerhalb der Röhre befindet schützt ihn vor Umwelteinflüssen. Das geringe geometrische Konzentrationsverhältnis von 3,2 hat den Vorteil, dass die Fertigungs- und Nachführtoleranzen relativ groß sein können (siehe Kapitel 4.2).

Zu den beiden nachgeführten Kollektoren existiert kein vergleichbares Modell auf dem Markt. Beide Kollektortypen sollen für Betriebstemperaturen zwischen 150 und 350 °C geeignet sein.

3.1 Optische Eigenschaften

Abb. 3.1 und 3.2 zeigen zwei Typen nicht-nachgeführter Kollektoren mit CPC-Reflektoren (siehe hierzu Kap. 2.1.4). Es handelt sich also um zwei nicht abbildende Kollektoren.

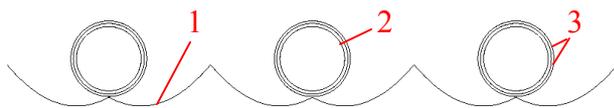


Abb. 3.1 Querschnitt durch einen CPC-Kollektor mit externem Reflektor; 1: CPC-Reflektor, 2: Absorber, 3: transparente Absorberabdeckung; Details siehe Abb. 3.5



Abb. 3.2 Querschnitt durch einen CPC-Kollektor mit u-förmigem Absorber; 1: CPC-Reflektor, 2: Absorber, 3: transparente Hülle; Details siehe Abb. 3.6

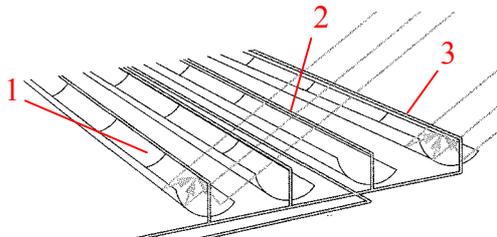


Abb. 3.3 [72] Einfacher Parabolrinnen-Kollektor ohne evakuierten Bereich außerhalb des Absorbers; 1: nachgeführter, parabelförmiger Reflektor, 2: Absorber, 3: transparente Absorberabdeckung; siehe auch Abb. 3.7

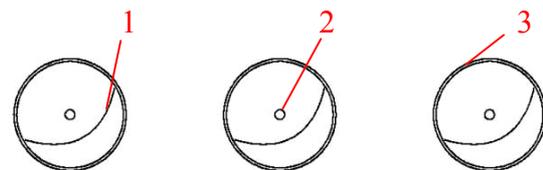


Abb. 3.4 Querschnitt durch den im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Röhrenkollektor mit integriertem, nachgeführten Spiegel; 1: parabelähnlicher, nachgeführter Spiegel, 2: Koaxialabsorber, 3: transparente Hülle; Details siehe Abb. 3.8

Der Kollektor in Abb. 3.1 verfügt über einen externen Reflektor (Breite: ca. 12,6 cm) und eine klassische Sydney-Röhre als transparente Abdeckung - Absorber - Wärmeschild - Kombination. Die Sydney-Röhre arbeitet, wie in Abb. 3.5 zu erkennen, nach dem sogenannten „Thermoskannenprinzip“: sie besteht aus einer doppelwandigen Glasröhre mit evakuiertem Zwischenraum, wobei die innere Röhre nach außen hin, d.h. in Richtung des evakuierten Bereiches, selektiv beschichtet ist und als eigentlicher Absorber fungiert (siehe hierzu Kap. 2.3.2).

Das Konzentrationsverhältnis des CPC-Kollektors mit externem Reflektor beträgt exakt 1,00. Man spricht jedoch auch hier von Strahlungskonzentration, da die gesamte Fläche des Absor-

bers beim Kollektorbetrieb bestrahlt wird, dieser also nicht über eine nahezu rein verlustwirksame Fläche verfügt, wie beispielsweise ein Flachkollektor. Aufgrund der der Sonne stets abgewandten Absorberrückseite eines Flachkollektors beträgt dessen Konzentrationsverhältnis 0,5.

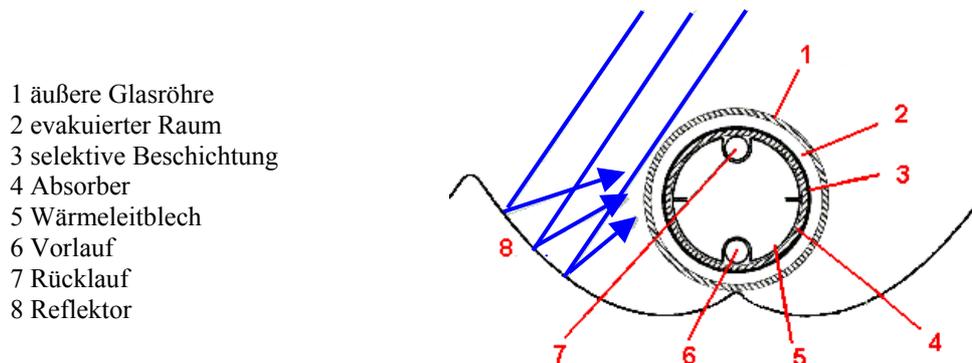
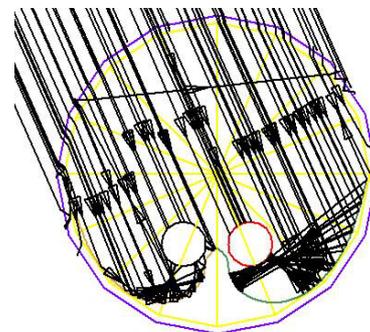


Abb. 3.5 Querschnitt des CPC-Kollektors mit externem Reflektor, versehen mit einer nach dem „Thermoskanenprinzip“ aufgebauten Sydney-Röhre [48]

Abb. 3.2 zeigt den VAC-2005-Kollektor der Fa. Solel, Israel [10]. Dieser Kollektor verfügt über einen einfachen, innerhalb der evakuierten Glasröhre liegenden u-förmigen, selektiv beschichteten Absorber und über eine nach dem Sol-Gel-Verfahren entspiegelte Glasröhre [48, 49]. Man erkennt in der mittels Strahlverfolgung gewonnenen Skizze in Abb. 3.6, dass bei der Strahlungskonzentration ($C = 1,10$) die einfallenden Strahlen meist erst nach mehrfachen Reflexionen am Reflektor (Breite: 10,9 cm) auf den Absorber treffen.

Abb. 3.6 Skizze des Strahlenganges durch den CPC-Kollektor mit u-förmigem Absorber aus Abb. 3.2. Man erkennt, dass der Absorber meist erst nach mehrfachen Reflexionen am Reflektor getroffen wird



Bei den in Abb. 3.3 und 3.4 dargestellten, nachgeführten Kollektoren handelt es sich um abbildende Kollektoren, da diese über parabelförmige (Abb. 3.3), bzw. quasi-parabelförmige Reflektoren verfügen, die linienkonzentrierend sind, also die Sonne auf den Absorber abbilden. Diese abbildende Form hat gegenüber CPC-Kollektoren den Nachteil, dass die Akzeptanz mit zunehmendem Abstand der einfallenden Strahlung von der Kollektorachse kontinuierlich absinkt, es also keine so scharfe Trennung zwischen dem Winkelbereich für akzeptierte und nicht akzeptierte Strahlung gibt, wie dies beim idealen CPC-Reflektor (siehe hierzu Kapitel 2.1.4) der Fall ist. Dieses Verhalten ist typisch für diese Art von Reflektorgeometrie, was dazu führt, dass lediglich 60 % der Strahlung innerhalb des Winkels, bei dem gerade noch Strahlung vom äußersten Rand des Reflektors auf den Absorber reflektiert wird, den Absorber erreichen [32]. Bei größeren Winkeln wird nur noch die Strahlung, die zuvor an weiter innen liegenden Reflektorbereichen reflektiert wurde und die Strahlung, die den Absorber direkt trifft, also ohne vorherige Reflexion am Reflektor, absorbiert. Werden parabelförmige Kollektoren jedoch nachgeführt, so sind diese Einschränkungen bei nicht zu hohen Konzentrationen (d.h. der Akzeptanzwinkel ist deutlich größer als der Sonnenöffnungswinkel, siehe Kapitel 2.1.3) und einer genauen Nachführung lediglich für die Nutzung der Diffus-

strahlung von Bedeutung und damit weniger relevant, da nachgeführte Kollektoren meist in strahlungsreichen Regionen mit hohem Direkt- und geringerem Diffusanteil der Strahlung eingesetzt werden.

Abb. 3.7 zeigt die in dieser Arbeit ebenfalls betrachteten, bei der DLR (Deutsche Gesellschaft für Luft- und Raumfahrt) in Köln getesteten, IST-Parabolrinnen-Kollektoren (Abb. 3.3) der Firma Industrial Solar Technology, Colorado, USA. Dieses System besteht aus einem externen parabelförmigen Spiegel, der die Solarstrahlung auf einen selektiv beschichteten Absorber reflektiert, der innerhalb einer nicht evakuierten Glasröhre im Brennpunkt des Reflektors liegt. Die im Gegensatz zu den für die Stromerzeugung verwendeten Parabolrinnen „kleinen“ Kollektoren verfügen über Reflektorbreiten von 2,3 m und über eine Länge von jeweils 6,1 m. Da es sich bei diesen Parabolrinnen um kostengünstige Kollektoren handelt, wurde auf Endreflektoren verzichtet, was zu Einbußen des optischen Wirkungsgrades führt.



Abb. 3.7 Horizontal aufgestellte IST-Parabolrinnen-Kollektoren auf dem Testgelände der DLR in Köln

Der Spiegel des im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Röhrenkollektors mit integriertem, magnetisch nachgeführten Reflektor (Abb. 3.4, Abb. 3.8) ist nicht exakt parabelförmig, da dieser innerhalb der Glasröhre liegt und deshalb bei der Optimierung der Form die Lichtbrechung der Glasröhre berücksichtigt werden muss. Zur Berechnung der Form des 10,1 cm breiten Reflektors war ein System von Differenzialgleichungen aus der geometrischen Optik zu lösen. Dieses wurde in der Programmiersprache C⁺⁺ formuliert und mittels eines Runge-Kutta-Algorithmus integriert. Mit diesem Programm kann die optimale Reflektorform an jedem beliebigen Punkt innerhalb der Glasröhre berechnet werden, wobei die Optimierung so erfolgt, dass sämtliche als parallel einfallend angenommenen Strahlen letztendlich auf den Absorbermittelpunkt treffen. Der Spiegel ist mit Endreflektoren versehen, um Endverluste, die bei parabelförmigen Kollektoren aufgrund des größeren Abstandes Absorber-Reflektor stets höher sind als bei CPC's, zu reduzieren.

Der neu entwickelte Kollektor verfügt über ein deutlich kleineres Konzentrationsverhältnis als der Parabolrinnen-Kollektor, jedoch über das dreifache Konzentrationsverhältnis der nicht-nachgeführten Kollektoren. So sollen kostenträchtige Anforderungen an die Nachführgenauigkeit und Exaktheit des Spiegels vermieden, mehr Diffusstrahlung und Strahlung durch die Aureole der Sonne genutzt, aber dennoch die Absorberfläche reduziert werden. Die Aureole, auch Halo oder Hof genannt, wird hervorgerufen durch Brechung, Spiegelung oder Beugung der Solarstrahlung an kleinen Wassertropfen und Eiskristallen in der Atmosphäre. Zusammenfassend wurde der neue Kollektor aus folgenden Gründen entwickelt:

Gründe für die Entwicklung eines nachgeführten, schwach konzentrierenden evakuierten Röhrenkollektors:

- Aufgrund der Evakuierung werden Wärmeverluste durch Wärmeleitung und Konvektion (siehe Kap. 3.2) unterdrückt.
- Die Absorberfläche ist deutlich kleiner als die nicht-nachgeführter, evakuierter Röhrenkollektoren, wodurch die Strahlungsverluste, welche umgekehrt proportional zur Konzentration sind, wesentlich geringer sind.
- Der hohe Diffusanteil der Solarstrahlung in unseren Breitengraden (ca. 45 %) und die durch die Aureole der Sonne hervorgerufene Strahlung lässt sich bei niedrigen Konzentrationen von 3,2 zum Teil nutzen.
- Aufgrund der Nachführung werden hohe Jahreserträge erzielt; zudem treten bei polarer Aufstellung in transversaler Richtung keine Kosinusverluste mehr auf (siehe hierzu auch Kap. 4.2).
- Eine Strahlungskonzentration von 3,2 erfordert eine Nachführung, die keine hohe Anforderung an die Nachführgenauigkeit stellt. Es wird auch kein exakt geformter Spiegel benötigt.
- Da der Spiegel sich im Inneren der Röhre befindet, ist er vor schädlichen Umwelteinflüssen geschützt.

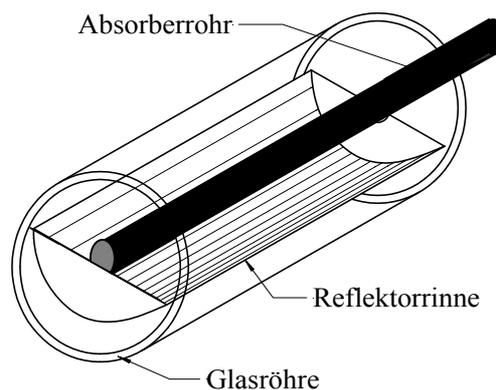


Abb. 3.8 Prinzipskizze des im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Röhrenkollektors mit innenliegendem, nachgeführten Spiegel mit Endreflektoren

3.2 Thermische Eigenschaften

Drei verschiedene Wärmeübertragungsmechanismen sind für den thermischen Wirkungsgrad eines Solarkollektors maßgeblich:

- Strahlungstransport
- Wärmeleitung
- Konvektion

Strahlungsverluste (siehe Kap. 2.3.2) sind die dominierenden Verluste evakuierter Kollektorröhren. Diese Verluste machen sich bei allen Körpern bemerkbar, deren Temperatur sich von der Umgebung unterscheidet. Um Strahlungsverluste möglichst gering zu halten, sind sämtliche in dieser Arbeit untersuchten und behandelten Kollektoren mit einer strahlungsselektiven CERMET-Absorberbeschichtung versehen. Die für den Betrieb von Solarkollektoren relevante Theorie des Strahlungstransfers und die Funktionsweise solcher selektiven Schichten wurden in Kapitel 2 behandelt.

Unter Wärmeleitung versteht man eine Form der Energieübertragung durch Energietransport- oder Austauschprozesse (z. B. Streuprozesse der Phononen untereinander und an Störstellen bei Isolatoren), welche durch einen Temperaturunterschied hervorgerufen ist. Im Gegensatz zur Konvektion existiert bei der Wärmeleitung kein Massen-, sondern nur ein Wärmestrom [72].

Als Konvektion bezeichnet man den Transport eines Stoffes, einer elektrischen Ladung oder Wärme mit einer strömenden Flüssigkeit entgegen stabilisierender Kräfte [72] (s. u.). Konvektiver Wärmetransport tritt in allen flüssigen oder gasförmigen Systemen auf, in denen die Temperaturverteilung der Grenzflächen zu keiner stabilen Schichtung des Gases bzw. der Flüssigkeit führt. Der Grund hierfür liegt in den thermischen Ausdehnungen der beteiligten Medien und der damit verbundenen Veränderung des spezifischen Gewichtes, was zu einer auf- bzw. abwärtstreibenden Kraft führt [51]. Die in dieser Arbeit untersuchten Kollektoren sind bis auf die Parabolrinne (Abb. 3.3) alle evakuiert, sodass für die Kollektorröhren Konvektionsverluste vernachlässigt werden können. Dies gilt allerdings nicht für deren Zuleitungen, die Rohrleitungen zwischen den einzelnen, evakuierten Röhren und den Bereich zwischen Absorberrohr und Fluid, und wird deshalb in den verwendeten Kollektormodellen mit berücksichtigt.

Es sind folgende Anforderungen an die Materialien zu stellen: die Wärmedurchgangszahl eines Absorberrohres sollte prinzipiell möglichst hoch sein, um die absorbierte Strahlungsleistung mit möglichst geringem Wärmedurchgangswiderstand an das Fluid abgeben zu können. Wird ein Koaxialabsorber verwendet, so ist darauf zu achten, dass dieser auch als Gegenstromwärmetauscher betrachtet werden kann. So sollte dessen inneres Rohr über eine möglichst geringe Wärmeleitfähigkeit verfügen, um eine höhere mittlere Absorbertemperatur und damit höhere Abstrahlungsverluste zu vermeiden (Näheres hierzu siehe in Kap. 6.2). Rohrleitungen zur Verbindung von Kollektorröhren und Modulen sollten nach außen hin und gegeneinander gut wärmeisoliert sein.

3.3 Abschätzung der Kollektorkennlinien

Um maximal erzielbare Wirkungsgrade verschiedener nach- und nicht-nachgeführter Kollektortypen bis hin zu Temperaturen von 300 °C bestimmen zu können, wurde zunächst eine Abschätzung der theoretisch erzielbaren Kollektorkennlinien sämtlicher in Deutschland erhältlicher Kollektoren durchgeführt. Für kommerziell erhältliche Kollektormodule wurden zunächst Herstellerangaben verwendet, womit eine Vorauswahl getroffen werden konnte. Es stellte sich heraus, dass von den nicht-nachgeführten Kollektoren lediglich zwei evakuierte CPC-Kollektoren für höhere Betriebstemperaturen in Frage kommen. Diese Kollektoren werden auf dem Markt in Form von Modulen angeboten, welche in der Regel in einem Betriebstemperaturbereich bis maximal 150 °C eingesetzt werden. Bei Temperaturen oberhalb von 150 °C treten bei den die einzelnen evakuierten Röhren verbindenden Rohrleitungen dieser Module hohe Wärmeverluste auf, da die Rohrleitungen meist ungenügend nach außen hin wärmeisoliert sind. Deshalb wurde das Betriebsverhalten der Kollektoren auch ohne diese Rohrleitungsbereiche abgeschätzt. Herstellerangaben kompletter Module der für höhere Betriebstemperaturen in Frage kommenden Kollektortypen wurden also durch theoretisch erzielbare Wirkungsgrade einzelner Kollektorröhren unter dem Einsatz hochwertiger Materialien (selektive Absorberbeschichtungen, entspiegelte Glasröhren) ersetzt. Ein weiteres, komplett andersartiges Kollektorkonzept kommt aus Kostengründen und aufgrund seiner Einfachheit hinzu: eine in der Herstellung sehr günstige, nicht-evakuierte, relativ kleine Parabolrinne mit einer Aperturbreite von lediglich 2,30 m.

Mit dem sehr einfachen Modell (s. u.) wurden errechnete Daten (Röhrenkollektor mit nachgeführtem Reflektor, zwei nicht-nachgeführte Kollektoren) mit den bei der DLR gemessenen Daten der Parabolrinne verglichen. Da sich diese Rinne in nahezu jeder Hinsicht von den anderen, untersuchten Kollektoren unterscheidet, das verwendete Modell also nicht anwendbar ist, wurden Messergebnisse der DLR für Vergleiche herangezogen. So gewonnene Wirkungsgradkennlinien einzelner Röhren, wie auch die von der DLR gemessenen Daten der Parabolrinne, sind in Abb. 3.9 dargestellt. Das Modell für die drei evakuierten Röhrenkollektoren geht von den folgenden, stark vereinfachenden Annahmen aus:

- es werden nur Strahlungsverluste des Absorbers berücksichtigt,
- Wärmedurchgangszahl zwischen als isotherm angenommener Absorberröhre und Fluid unendlich groß,
- Glasröhre befindet sich auf Umgebungstemperatur,
- sämtliche Direktstrahlung wird, wenn auch geschwächt, auf den Absorber reflektiert,
- keine Verschattungsverluste, z. B. durch benachbarte Röhren oder Module,
- direkte Bestrahlungsstärke beträgt 800 W/m^2 ,
- Reflexionsgrad ρ des Spiegels beträgt konstant $0,92$,
- Transmissionsgrad τ der Glasröhre wird als $0,97$ (nach dem Sol-Gel-Verfahren entspiegeltes eisenarmes Duran-Borosilikatglas) angenommen,
- der Emissionsgrad ε_A des Absorbers verfügt über eine für selektiv beschichtete Absorber typische, nicht lineare Temperaturabhängigkeit, beginnend mit $\varepsilon_A = 0,057$ bei Umgebungstemperatur T_U bis $\varepsilon_A = 0,08$ bei $350 \text{ }^\circ\text{C}$ und
- die Form der Sonne entspricht der eines unendlich langen Bandes.

Der Strahlungsaustausch zwischen Absorber und Umgebung wird im Folgenden detaillierter erläutert. Für die Wärmestromdichte zwischen zwei Flächen gilt allgemein:

$$\dot{q}_{12} = R_{12} \cdot (T_1^4 - T_2^4) \quad (3.1)$$

mit T_1 als Temperatur der Fläche 1, T_2 als Temperatur der Fläche 2 und R_{12} als Strahlungsaustauschkoeffizient. Der Absorber ist von einer Glasröhre als transparenter Abdeckung umgeben. Der Strahlungsaustauschkoeffizient R_{12} zwischen umschließender konkaver (A_2) und umschlossener konvexer Fläche (A_1) lautet

$$R_{12} = \frac{\sigma}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{A_1}{A_2} \cdot \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1 \right)} \quad (3.2)$$

mit σ als Stefan-Boltzmann-Konstante, ε_1 als Emissionsgrad der umschlossenen und ε_2 als der der umschließenden Fläche. Falls die umschließende konkave Fläche A_2 als idealer schwarzer Körper mit $\varepsilon_2 = 1$ betrachtet wird oder falls gilt $A_2 \gg A_1$ oder $\varepsilon_1 \ll 1$, so darf die Wärmestromdichte zwischen den zwei Flächen geschrieben werden als

$$\dot{q}_{12} = \varepsilon_1 \cdot \sigma \cdot (T_1^4 - T_2^4). \quad (3.3)$$

Betrachtet man nun näherungsweise die Glasröhre als auf Umgebungstemperatur liegend (in Wirklichkeit ist die Temperatur der Glasröhre geringfügig höher), so kann die Gleichung für die Kollektorleistung P_K wie folgt geschrieben werden:

$$P_K = P_{ein}(\tau, \rho, \alpha) - \sigma \cdot \epsilon_A \cdot A_A (T_A^4 - T_U^4) \quad (3.4)$$

P_{ein} ist die absorbierte Strahlungsleistung, α der Absorptionsgrad des Absorbers, A_A die Absorberfläche und T_A ist die Absorbtemperatur. Die absorbierte Bestrahlungsstärke P_{ein} kann nun stark vereinfacht ausgedrückt werden durch

$$P_{ein} = I \cdot A_{ap} \cdot \tau \cdot \rho \cdot \alpha \quad (3.5)$$

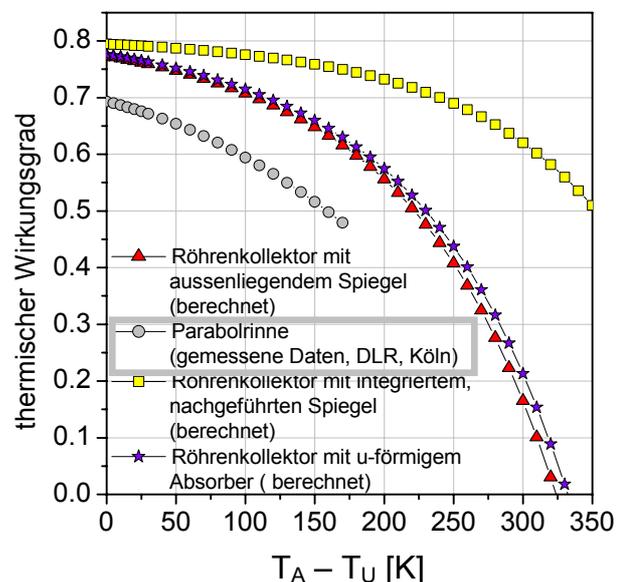
mit A_{Ap} als Aperturfläche und I als direkter Bestrahlungsstärke in Kollektorebene. Für den thermischen Wirkungsgrad η für direkte Strahlung gilt

$$\eta = \frac{P_K}{I \cdot A_{Ap}} \quad (3.6)$$

Es ergeben sich die in Abb. 3.9 gezeigten Kollektorkennlinien. Man erkennt, dass die für die Parabolrinne der DLR gemessenen Werte [55] deutlich unter denen der anderen Kollektoren liegen. Auch der optische Wirkungsgrad liegt deutlich unter denen der anderen Systeme, sodass die fehlende Evakuierung nicht alleine der Grund dafür sein kann. Auch sind die Materialien der Parabolrinne nicht wesentlich ungünstiger als die der anderen Kollektoren, sodass die exakte optische Analyse im Vergleich zu den anderen eine Aufgabenstellung ist, die im Rahmen dieser Arbeit gelöst werden soll. Erwartungsgemäß liegt der thermische Wirkungsgrad des nicht-nachgeführten Kollektors mit außenliegendem Spiegel geringfügig unter dem des nicht-nachgeführten Kollektors mit u-förmigem Absorber, da dessen Konzentrationsverhältnis etwas kleiner ist. Berechnungen für einen evakuierten Röhrenkollektor mit integriertem, nachgeführten Spiegel lassen, insbesondere bei höheren Temperaturdifferenzen zur Umgebung oberhalb von 100 K, einen erheblich besseren, thermischen Wirkungsgrad erwarten, nämlich bei 300 K immer noch 0,60. Deshalb wurde im Rahmen dieser Arbeit ein derartiger Prototyp entwickelt. Bei der Abschätzung der Kollektorkennlinien (Abb. 3.9) ist zu beachten, dass hier lediglich die Direktstrahlung berücksichtigt wurde. Kommt die Diffusstrahlung hinzu, verbessert sich der thermische Wirkungsgrad der nicht-nachgeführten Kollektoren erheblich, der der Parabolrinne verschlechtert sich und der des evakuierten Röhrenkollektors mit integriertem, nachgeführten Spiegel sollte sich geringfügig verbessern. Genaue Analysen hinsichtlich der Akzeptanz diffuser Strahlung werden in Kapitel 4.2 mittels Strahlverfolgung durchgeführt.

Abb. 3.9

Wirkungsgradkennlinien der untersuchten Kollektoren, bezogen auf eine direkte Bestrahlungsstärke von 800 W/m^2



4 Modellierung des optischen Verhaltens

Für die Simulation des Betriebsverhaltens und für eine Vorausberechnung des solaren Ertrages sollen im Folgenden Modelle für das optische und thermische Verhalten von Kollektoren bzw. Kollektorfeldern entwickelt werden. Diese Modelle sollen für sämtliche Kollektoren unterschiedlicher Konzentrationsverhältnisse anwendbar sein. Benötigt werden die Modelle für die Auswertung von Messergebnissen und für Ertragsrechnungen an verschiedenen Standorten mittels des thermischen Simulationsprogramms TRNSYS [1].

In diesem Kapitel wird einführend das Strahlverfolgungsprogramm ASAP [2] vorgestellt. Anschließend wird auf die optische Modellierung der einzelnen Kollektoren und deren Resultate eingegangen. Danach werden nicht nur die Kollektoren, sondern komplette Kollektorfelder inklusive Verschattungen durch benachbarte Röhren und Module unter Berücksichtigung der Reflexion des Bodens (Albedo) mittels Strahlverfolgung erfasst und optimiert. Modulabstände polar aufgestellter Module (d. h. die Achse des Kollektors zeigt in Nord-Süd-Richtung und der Anstellwinkel entspricht dem Breitengrad) werden breitengradabhängig optimiert. Es werden ein strahlungsreicher Standort niedrigen Breitengrades (Sevilla) und ein strahlungsarmer Standort hohen Breitengrades (Kopenhagen) ausgewählt. Für die evakuierten Röhrenkollektoren wird die polare und eine Ost-West-Aufstellung mit einem Anstellwinkel von 20° gewählt. Die Parabolrinne ist horizontal in Nord-Süd-Richtung aufgestellt, um die Ergebnisse der Kollektorerträge ohne Verschattung mit denen von Krüger et al. [55] vergleichen zu können. Nach der Auslegung der Kollektorfelder werden die optischen Wirkungsgrade für diffuse Strahlung, teilweise in Abhängigkeit vom Nachführwinkel, bestimmt und es wird kurz auf den Einfluss von Spiegelfehlern am Beispiel der Parabolrinne eingegangen.

4.1 Strahlverfolgungsprogramm ASAP

Voraussetzung für eine Modellbildung ist die Kenntnis der Strahlungsverhältnisse. Hierfür wird das Strahlverfolgungsprogramm ASAP (Advanced Systems Analysis Program) [2] verwendet, das mit einer C-ähnlichen Makro-Programmiersprache arbeitet. ASAP kann auch externe C-Programme einlesen und weiterverarbeiten. Es gilt als das derzeit weltweit am weitesten entwickelte Programm für optische Analysen.

Geometrien der Objekte können anstatt durch finite Elemente durch mathematische Funktionen definiert werden. Auch kann ASAP mit nicht idealen Oberflächen, wie gemischt direkt-diffus reflektierenden Oberflächen umgehen und Fresnel'sche Reflexionen und Monte-Carlo-Näherungen berechnen. Es erlaubt Optimierungen von nahezu beliebigen Geometrien und Aufstellmöglichkeiten. In dieser Arbeit wird ASAP für die optische Modellierung, Optimierung und die Auslegung von thermischen Solarkollektoren und Kollektorfeldern verwendet.

Vorteile dieses Programms sind:

- automatische Strahlspaltung in reflektierte, transmittierte, gestreute und gebrochene Anteile unter Energieerhaltung,
- nicht-sequenzielle Strahlverfolgungsrechnungen (d. h. Strahlen durchqueren die einzelnen Objekte in beliebiger Reihenfolge und so oft wie nötig),
- der Benutzer hat die volle Kontrolle über die Strahlfortpflanzung, z. B. falls der Fluss unter eine Untergrenze absinkt,

- der Benutzer legt die Anzahl der Generationen von Tochterstrahlen fest, die er bei der Strahlaufspaltung zulassen möchte,
- einzelne Strahlen können von beliebiger Stelle aus durch das System geschickt werden (z. B. zur Überprüfung der Energieerhaltung) und
- individuelles Festlegen der Intersektionsstrategie (Aussparen von Objekten, Strahlen, Bedingungen für die Strahlfortpflanzung, etc.).

4.2 Optische Modellierung der Kollektoren

Durch die optische Modellierung der Kollektoren werden universelle Kollektormodelle entwickelt, welche an konkrete Kollektoren angepasst werden. Für den Vergleich der verschiedenen in Kapitel 3 vorgestellten Kollektoren mittels Strahlverfolgungsrechnung wird für alle Kollektoren, abgesehen von der Parabolrinne, von den gleichen Materialeigenschaften ausgegangen. Da die Parabolrinne ein System mit sehr großen Dimensionen darstellt und damit nur kostengünstige Materialien für den Betriebstemperaturbereich bis 300 °C in Frage kommen (normalerweise werden Parabolrinnen für die Stromerzeugung und damit höhere Temperaturen in noch größeren Dimensionen mit sehr hohem qualitativen, wie quantitativen Materialaufwand gefertigt), erscheint eine Materialanpassung für Ertragsanalysen wenig sinnvoll. Die Parabolrinne verfügt über einen Reflektor mit einem Reflexionsgrad $\rho = 0,89$, der Absorptionsgrad des nickelbeschichteten Absorbers beträgt $\alpha = 0,97$ und der Transmissionsgrad des entspiegelten, eisenarmen Glashüllrohres beträgt $\tau = 0,96$ (Diese Daten wurden freundlicherweise von der Deutschen Gesellschaft für Luft- und Raumfahrt in Köln zur Verfügung gestellt).

Für die optische Modellierung zur Auswertung von Messungen wurden die Längen der tatsächlich vermessenen einzelnen Kollektorröhren verwendet, da hierbei das Ziel ist, zur Überprüfung der Modelle Kollektorparameter mit möglichst hoher Signifikanz aus dem jeweils verwendeten Modell zu identifizieren. Für die optische Modellierung innerhalb von Ertragsanalysen von Testreferenzjahren wurden die Kollektoren als so groß angenommen, wie dies wirtschaftlich und technisch sinnvoll ist. So wurden die nicht-nachgeführten Kollektoren als 2,10 m lang angenommen, da diese Länge auch aus Transportgründen die für Solarkollektoren übliche Länge ist. Der Prototyp des Röhrenkollektors mit integriertem, nachgeführten Spiegel wurde für Ertragsanalysen mit Endreflektoren versehen und als so lang angenommen, dass die erforderlichen Rohrleitungen über die gleiche Länge wie im Falle der nicht-nachgeführten Kollektoren verfügen, da die Kollektoren, wie noch gezeigt wird, aufgrund stärkerer gegenseitiger Verschattung weiter auseinander liegen müssen (siehe hierzu 4.3.3). Würde die Länge des Prototypen 2,10 m betragen, so ginge die Wirkungsgradsteigerung durch die Nachführung infolge erheblicher Rohrleitungsverluste wieder verloren. Auch wäre dann der relative Aufwand für die Nachführung viel größer. Für die Parabolrinne wurden die in Kapitel 3 vorgestellten Originalmaße (Länge: 6,10 m, Breite: 2,30 m) angenommen.

Für die drei Röhrenkollektoren wurde ein CERMET-beschichteter Absorber (siehe hierzu Kapitel 2.3.2) mit einem Absorptionsgrad von $\alpha = 0,97$ für normale Einstrahlung angenommen, der über den gesamten Winkelbereich konstant ist. Diese Näherung rechtfertigt sich durch Untersuchungen selektiver Schichten, wie denen von Tesfamichael et al [56], in denen keine nennenswerte Winkelabhängigkeit des Absorptionsgrades bis hin zu Einfallswinkeln von 60° beobachtet werden konnte. Der direkte Reflexionsgrad der Spiegel wurde mit

$\rho = 0,92$ als der Wert angenommen, über den der im Prototypen verwendete Reflektor, wie auch der Reflektor des am ZAE Bayern getesteten nicht-nachgeführten Röhrenkollektors mit u-förmigem Absorber [10] verfügt. In Abb. 4.1 ist eine zwei-dimensionale Projektion einer Strahlverfolgungsrechnung graphisch dargestellt, die in drei Dimensionen durchgeführt wurde. Pfade von 100 Strahlen mit statistisch ausgewählten Positionen für normale Einstrahlung sind in Abb. 4.1 dargestellt. Die Abbildungen 4.2.a - 4.2.d zeigen Resultate von optischen Simulationen der in Kapitel 3 vorgestellten Kollektoren. Dargestellt sind die optischen Wirkungsgrade inklusive der Kosinusverluste, welche für die Vergleiche nachgeführter und nicht-nachgeführter Kollektoren essentiell sind. Die Strahlverfolgungsrechnungen wurden mit 40000, bzw. mit 30000 Strahlen durchgeführt. Die direkte Bestrahlungsstärke E betrug in allen Fällen 1000 W/m^2 und die Anzahl der Schritte der Variation von k_{axial} und $k_{transversal}$ betrug jeweils 150.

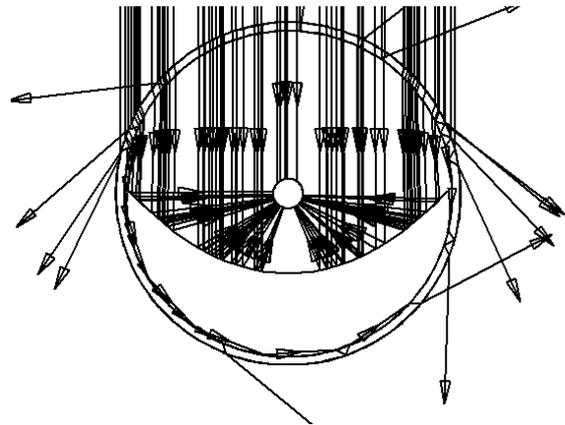
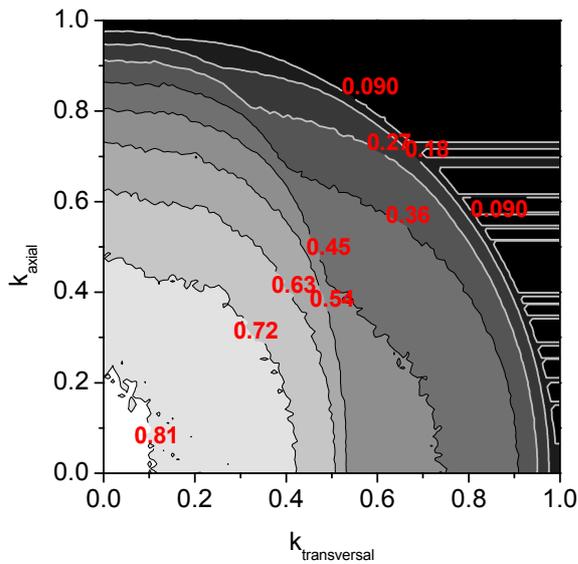


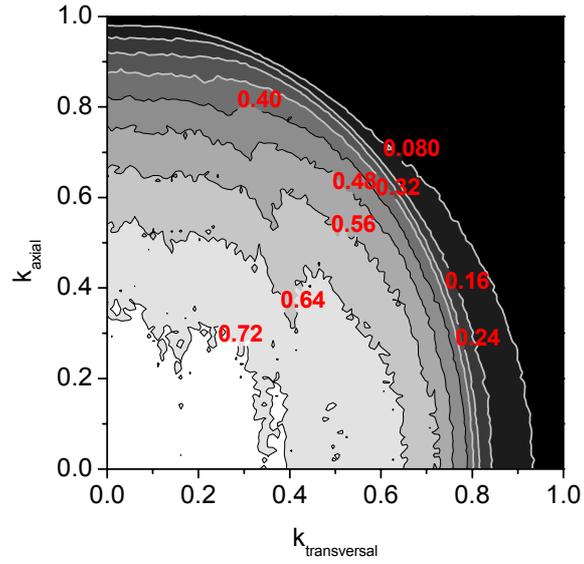
Abb. 4.1 Strahlverfolgungsrechnung für einen Röhrenkollektor mit integriertem, nachgeführten Reflektor. Dargestellte Fresnel'sche Reflexionen innerhalb der Glasröhre wurden mit einer Monte-Carlo-Näherung behandelt. Man erkennt zudem Brechungen an dem Hüllrohr und Reflexionen am in der Röhre liegenden Spiegel [57].

In den Diagrammen für alle Kollektoren sind dunkle, mehr oder weniger große Plateaus im gesamten Richtungsbereich zu erkennen, gekennzeichnet als dunkelgraue und schwarze Bereiche (vgl. hierzu auch Abb. 2.5 im Kapitel Strahlungstransfer). Diese Plateaus repräsentieren die Akzeptanz diffuser Strahlung, hervorgerufen von direkt auf den Absorber treffender Strahlung ohne vorherige Reflexion am Reflektor. Die weißen und hellgrauen Regionen bei kleinen Werten von k_{axial} und $k_{transversal}$ zeigen die gute Akzeptanz, d. h. hohe lokale Wirkungsgrade, für Strahlung aus Richtungen innerhalb der Akzeptanzbereiche der konzentrierenden Spiegel. Verluste hier werden hervorgerufen durch nicht-ideale Spiegelreflexionen, Transmissionsverluste durch die Glasröhren und nicht perfekte Absorption durch die jeweiligen Absorber. Während des Betriebes sollte die Strahlung stets aus den Richtungen dieser hellen Bereiche kommen. Aus den Richtungen der weißen Regionen wird Strahlung mit maximaler Effizienz auf den Absorber transmittiert.

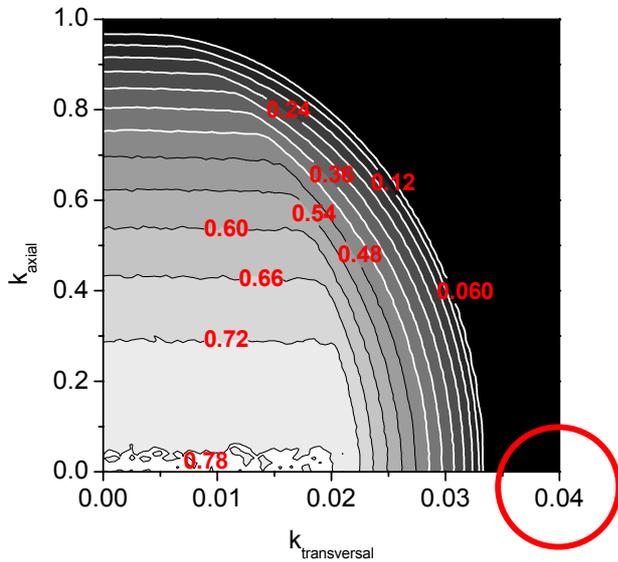
Zwischen diesen hellen Regionen und den (fast) schwarzen Regionen kommt es erwartungsgemäß bei den nachgeführten Kollektoren (Abb. 4.2.c und d) nach zunächst konstanter Akzeptanz in transversaler Richtung schon bei relativ kleinen $k_{transversal}$ -Werten zu stark zunehmenden Reflexionen. Derartige Bereiche sind bei den nicht-nachgeführten Kollektoren (Abb. 4.2.a und b) aufgrund ihrer niedrigen Konzentrationsverhältnisse mit hohen Akzeptanzhalbwinkeln ($\Theta_A = 23^\circ$, bzw. $\Theta_A = 50^\circ$) und aufgrund der Tatsache, dass es sich bei ihnen um nicht-abbildende Kollektoren handelt, nicht vorhanden.



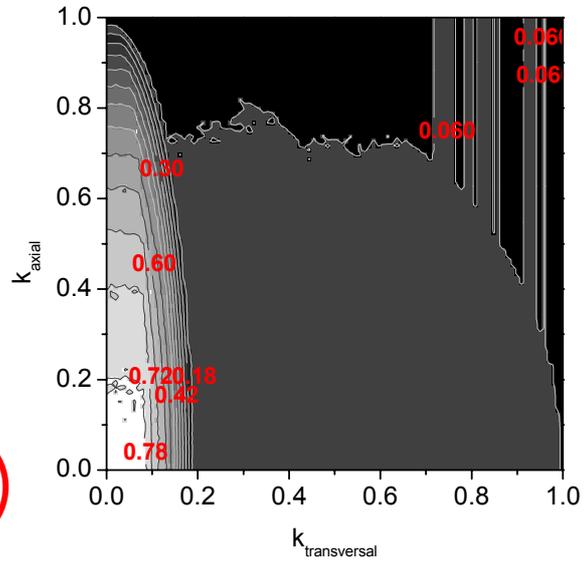
a. CPC-Kollektor mit außen liegendem Spiegel



b. CPC-Kollektor mit u-förmigem Absorber



c. Parabolrinnen-Kollektor



d. Röhrenkollektor mit integriertem, nachgeführten Spiegel [57]

Abb. 4.2. a – d. Optische Wirkungsgrade für direkte Einstrahlung (rot) der in den Abb. 3.1 – 3.4 in der gleichen Reihenfolge dargestellten Kollektoren als Funktionen von k_{axial} und $k_{transversal}$. Der Akzeptanzhalbwinkel in transversaler Richtung entspricht dem arc sin von $k_{transversal}$ bei $k_{axial} = 0^\circ$, falls gerade noch sämtliche Strahlung in transversaler Richtung akzeptiert wird (siehe hierzu auch Abb. 2.3).

Man erkennt, dass der optische Wirkungsgrad des Kollektors aus Abb. 4.2.a in der weißen Region um 12 % über dem des Kollektors mit u-förmigem Absorber (Abb. 4.2.b) liegt, obwohl beide in der Simulation über die gleichen Materialeigenschaften verfügen. Dies erklärt sich durch unterschiedliche Optimierungen der beiden Kollektoren vor mehreren Jahren und nicht im Rahmen dieser Arbeit: Kollektor a wurde für eine Ost-West-Aufstellung, bei der transversale Akzeptanzhalbwinkel von 23° ausreichend sind, optimiert; Kollektor b hingegen wurde hinsichtlich eines deutlich höheren Akzeptanzhalbwinkels, anscheinend ohne Rücksicht auf etwaige Reflexionsverluste durch Mehrfachreflexionen am Reflektor zu nehmen, optimiert. So sind in den Strahlverfolgungsrechnungen, insbesondere bei kleinen Einfallswinkeln, stets Mehrfach-Reflexionen zu beobachten, ehe der Absorber getroffen wird.

Endverluste in axialer Richtung sind bei den beiden nicht-nachgeführten Kollektoren im Gegensatz zu dem Parabolrinnen-Kollektor wesentlich schwächer ausgeprägt, da hier die Absorber sehr nahe an den Reflektoren liegen und somit lediglich die durch den sogenannten „Kosinuseffekt“ von der Sonne verkürzt gesehene Aperturfläche und verstärkte Fresnel'sche Reflexionen zum Tragen kommen. Auch beim Röhrenkollektor mit integriertem, nachgeführten Spiegel sind diese Verluste trotz größerem Abstand zwischen Absorber und Reflektor aufgrund der Endreflektoren nicht besonders stark ausgeprägt. Auch für den Parabolrinnen-Kollektor wurden diese Endreflektoren von Riffelmann et al. [58] diskutiert, allerdings für höher konzentrierende Parabolrinnen zum Erzielen höherer Betriebstemperaturen.

Ein deutlich unterschiedliches Akzeptanzverhalten ist bei den beiden nachgeführten Kollektoren nicht nur in axialer (s. o.), sondern auch in transversaler Richtung zu erkennen. Bei nachgeführten Kollektoren lassen Akzeptanzhalbwinkel in der Nachführrichtung Rückschlüsse auf tolerierte Nachführungsgenauigkeiten zu. So entspricht der Akzeptanzhalbwinkel der Parabolrinne mit $1,5^\circ$ gerade dem sechsfachen Sonnenöffnungshalbwinkel, weshalb eine sehr hohe Anforderung an die Nachführungsgenauigkeit gestellt werden muss. Im Gegensatz dazu beträgt der Akzeptanzhalbwinkel des Röhrenkollektors mit integriertem, nachgeführten Spiegel $5,1^\circ$ also dem etwa 4-fachen des Akzeptanzhalbwinkels der Parabolrinne. Zudem kann so deutlich mehr Diffusstrahlung genutzt werden, nämlich etwa 4 mal so viel wie mit dem Parabolrinnenkollektor (siehe hierzu Kap. 4.4).

4.3 Modellierung der Kollektorfelder

Für eine möglichst exakte Berücksichtigung der rein diffusen Bodenreflexion, genannt „Albedo“, und den Verschattungen durch andere Module, wurden Optimierungsprogramme in ASAP erstellt. Auf diese Weise soll der optimale Modulabstand in Abhängigkeit vom Breitengrad bei polarer Aufstellung - der Anstellwinkel β entspricht exakt dem Breitengrad - ermittelt werden. Bisher wurden diese im Simulationsprogramm TRNSYS relativ ungenau mittels des TRNSYS-Verschattungs-Moduls und des TRNSYS-Solarstrahlungs-Prozessors bestimmt. Die Vorgehensweise mittels TRNSYS durch vereinfachte Korrelationen hat den Nachteil, dass beispielsweise falsche Anstellwinkel und Abstände nicht so schnell auffallen, da deren Variation deutlich zeitaufwändiger und mühsamer innerhalb der TRNSYS-Simulation erfolgt und nicht separat in einem eigenen, wesentlich genaueren optischen Modell mittels Strahlverfolgungsrechnung. Bei der neuen Vorgehensweise wird die gesamte relevante Strahlungsphysik in einem Modell abgebildet und die Ergebnisse mittels eines Algorithmus in TRNSYS weiterverarbeitet (siehe Kapitel 9). Es werden folgende Größen für eine Optimierung variiert:

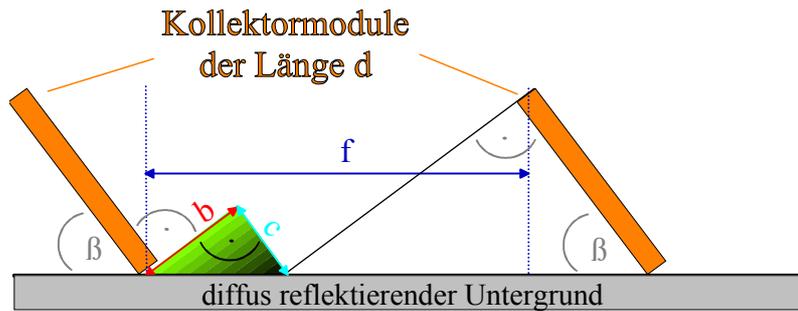
- der Breitengrad,
- der Abstand zwischen den Modulen in axialer Richtung,
- der Röhrenabstand und
- der axiale Einfallswinkel der Strahlung.

So können bereits vor thermischen Simulationsrechnungen, die ja mit einem optischen Modell, basierend auf den Ergebnissen der Strahlverfolgungsrechnungen, kombiniert werden, die optimalen Voraussetzungen für die Anlagenauslegung der jeweiligen Kollektortypen für ausgewählte Standorte (hier: Kopenhagen und Sevilla) bestimmt werden.

4.3.1 Verschattung polar aufgestellter Module

Die Module sollen so aufgestellt werden, dass zu keiner Zeit eine Verschattung auftritt, die sich auf den Kollektorertrag auswirkt. Der Abstand f der Module untereinander ist in den Abb. 4.3.a dargestellt, wobei in den Strahlverfolgungsrechnungen die Größe b als Maß für den Abstand variiert wurde. Die Größe b ist null, wenn die Module so aufgestellt werden, dass diese sich bei senkrechtem Strahlungseinfall in axialer Richtung (d. h. $k_{axial} = 0$) gerade nicht verschatten. Aus den Beziehungen 4.1 und 4.2 ergibt sich die erforderliche Feldgröße (siehe Abb. 4.3.b). Die erforderlichen Abstände f ergeben sich aus der Beziehung 4.3.

Abb. 4.3.a Unter dem Anstellwinkel β aufgestellte Kollektormodule. b , c und f sind Größen, die den Abstand zwischen den Modulen jeweils vollständig beschreiben, wobei in den folgenden Grafiken (Abb. 4.4 bis 4.6) die Größe b als Maß für den Abstand verwendet wird.



In Abb. 4.3.a erkennt man den Untergrund, der in den Modellierungen deutlich größer als die jeweils verwendeten Kollektormodule der Länge d gewählt wird (hier nicht maßstabsgetreu abgebildet). Der Untergrund wird knapp 4 mal so lang wie die Länge der Kollektormodule und 5 mal so breit wie diese gewählt, um bei Abstandsvariationen (die Strecken f , b oder c gelten als Maß dafür) sicherzustellen, dass stets die Albedo als rein diffuse Reflexion des Untergrundes korrekt modelliert wird. Die Entfernung der Strahlungsquelle, modelliert durch ein unregelmäßiges Gitter, zur Aperturbene ist mit 3 m deutlich größer als die Modulhöhe gewählt worden, um auch bei großem Modulabstand alle Module zu treffen. Die Größe des Untergrundes, wie auch der Abstand der Strahlungsquelle von der Aperturbene wurden mittels Strahlverfolgungsrechnung ermittelt. Die Größe der Strahlungsquelle muss dabei ebenfalls so gewählt werden, dass die Strahlung auch bei großen axialen Einfallswinkeln alle Module komplett trifft. Es gilt:

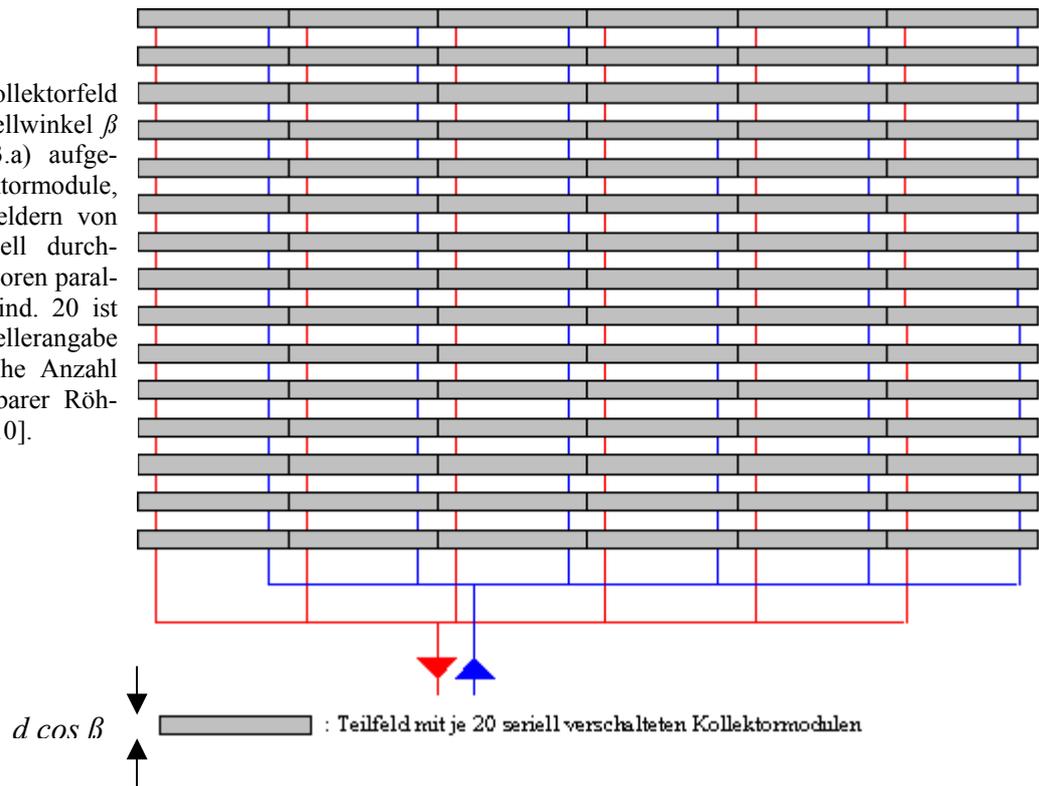
$$b = c \cdot \tan \beta \quad (4.1)$$

Das Kollektorfeld ist in Abb. 4.3.b dargestellt. Auswertungen von Testreferenzjahren ergaben, dass bei polarer Anstellung (d. h. der Anstellwinkel des in Nord-Südrichtung aufgestellten Kollektors entspricht dem Breitengrad) weder in Kopenhagen, noch in Sevilla Werte von $k_{axial} = 0,5$ (entspricht bei $\theta_T = 0$ einem $\theta_L = 30^\circ$) der einfallenden Solarstrahlung überschritten werden. Wird also die Feldauslegung für diesen maximalen k_{axial} -Wert durchgeführt, so kommt es zu keiner Zeit zu einer Abnahme des optischen Wirkungsgrades durch Verschattung. Diese Abnahme wird als Funktion des Breitengrades β und der Länge b (siehe Abb. 4.5 und 4.6) als Maß für den Modulabstand aufgetragen. Die Ergebnisse sind in Abb. 4.4 dargestellt. Der gesamte Flächenbedarf F eines zu keiner Zeit verschatteten Kollektorfeldes errechnet sich mit X als Maß für die Reihenzahl und B als gewünschte Breite des Feldes wie folgt:

$$F = B \cdot \left(X \cdot \frac{d}{\cos \beta} + (X - 1) \cdot \sqrt{b^2 + c^2} \right) \quad (4.2)$$

$$f = \sqrt{b^2 + c^2} + d \left(\frac{1}{\cos \beta} - \cos \beta \right) \quad (4.3)$$

Abb. 4.3.b Kollektorfeld unter dem Anstellwinkel β (siehe Abb. 4.3.a) aufgestellter Kollektormodule, welche in Teilfeldern von jeweils 20 seriell durchströmten Kollektoren parallel verschaltet sind. 20 ist die nach Herstellerangabe maximal mögliche Anzahl seriell verschaltbarer Röhrenkollektoren [10].



Die optimalen Abstände der in Reihen und polar aufgestellten Kollektormodule werden hier zunächst definiert durch den Abstand, bei dem zu keiner Tageszeit bei maximalem axialen Einfallswinkel der Strahlung eine Verschattung auftritt (siehe Abb. 4.4 bis 4.6). Dieser Abstand ist bei polarer Aufstellung abhängig vom Breitengrad, sodass sich für verschiedene Standorte unterschiedliche Feldauslegungen mit unterschiedlichem Flächenbedarf ergeben. Die Abhängigkeit des Wirkungsgrades vom Modulabstand, dargestellt durch Variation der Größe b , ist in Abbildung 4.4 für den Standort Sevilla (Breitengrad $\beta = 37^\circ 23'$) zu sehen. Man erkennt, dass bei einem Abstand von $b = 2,00$ m die Werte für nicht-verschattetes Modul und verschattetes Modul erst bei einem k_{axial} -Wert von 0,5 der einfallenden Direktstrahlung auseinanderdriften, sodass bei diesem Abstand für den Standort Sevilla eine Verschattung stets ausgeschlossen werden kann, also auch zu den Zeiten, bei denen die Bestrahlungsstärke gering ist, wie in den Morgen- und Abendstunden. In den Abb. 4.5 und 4.6 ist die Abnahme des Wirkungsgrades in Abhängigkeit vom Breitengrad und von der Größe b dargestellt. Man erkennt in Abb. 4.5, dass für den Standort Kopenhagen (Breitengrad = $55^\circ 40'$) eine genauere Analyse (siehe Abb. 4.6) erfolgen muss, um sicher zu stellen, dass die Verschattung in den Morgen- und Abendstunden vernachlässigbar ist. Eine Auswertung eines Testreferenzjahres von Kopenhagen zeigte, dass die Bestrahlungsstärken für k_{axial} -Werte zwischen 0,4 und 0,5 nur relativ geringe Werte annehmen. Geht man von $k_{axial} = 0,4$ als Maximalwert aus, so erkennt man in Abb. 4.6, dass b als Maß für den Modulabstand für den Standort Kopenhagen mindestens 3,80 m groß gewählt werden muss.

Abb. 4.4 optischer Wirkungsgrad für direkte Einstrahlung des Kollektors mit integriertem CPC-Reflektor ohne (Dreiecke) und mit Modulverschattung (Kreise) in Abhängigkeit von der Größe b als Maß für den Modulabstand und von k_{axial} bei polarer Aufstellung für den Standort Sevilla. Man erkennt, dass bis zu einem als maximal angenommenen k_{axial} -Wert von 0,5 bzw. 0,4 bei einem Abstand $b = 200$ bzw. 100 cm keine Wirkungsgradeinbußen existieren (rote Linien).

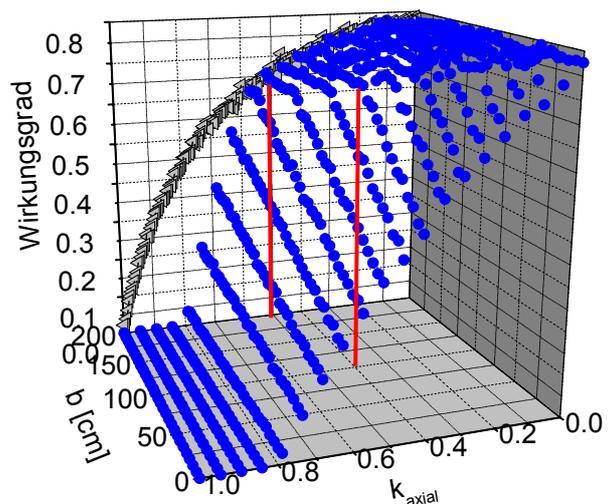


Abb. 4.5 Prozentualer Anteil des optischen Wirkungsgrades von dem optischen Wirkungsgrad ohne Modulverschattung in Abhängigkeit von der Größe b als Maß für den Modulabstand und vom Breitengrad ($k_{axial} = 0,5$) bei polarer Aufstellung

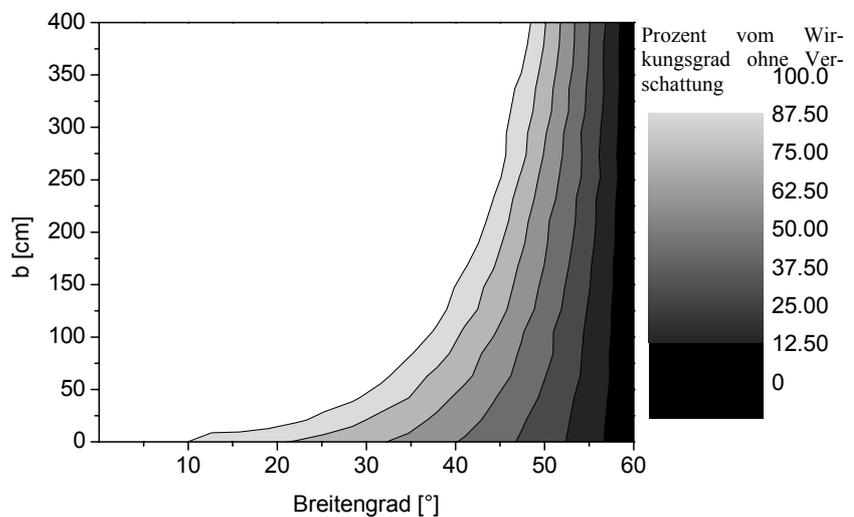
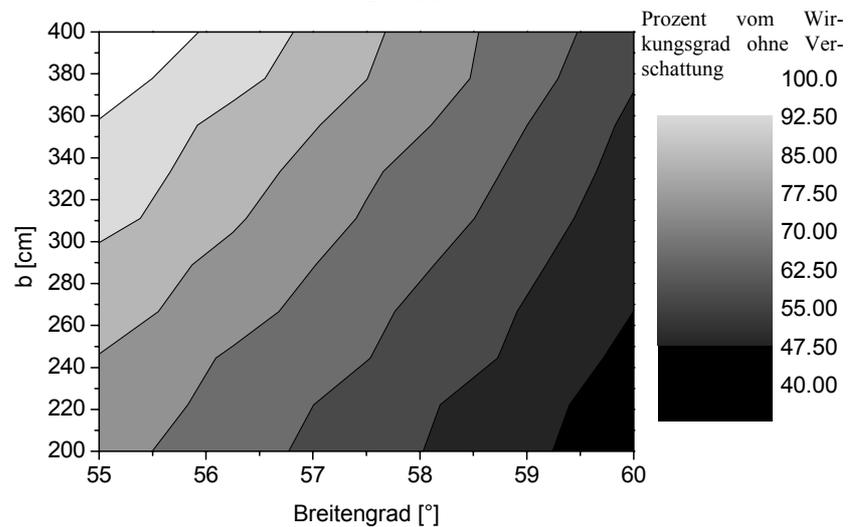


Abb. 4.6 Prozentualer Anteil des optischen Wirkungsgrades von dem optischen Wirkungsgrad ohne Modulverschattung in Abhängigkeit von der Größe b als Maß für den Modulabstand und vom Breitengrad ($k_{axial} = 0,4$) bei polarer Aufstellung und großen Breitengraden



In Kopenhagen sollte die Größe b nicht größer als 3,80 m gewählt werden, da ansonsten Rohrleitungsverluste (siehe Kap. 5.4) optische Gewinne zunichte machen. Auch für den Standort Sevilla ergeben sich nach Auswertung eines Testreferenzjahres geringe Bestrahlungsstärken für k_{axial} -Werte zwischen 0,4 und 0,5, sodass sich eine optimale Größe für b von 1,00 m ergibt (siehe Abb. 4.4). In den Simulationen kompletter Prozesswärmeanlagen wird die gewünschte Gesamtaperturfläche 2000 m² groß gewählt, da durch diese Größe Wärmeverluste des Speichers geringer sind als bei kleineren Flächen, da der solare Deckungsgrad grö-

ber ist und deshalb weniger Energie gespeichert werden muss. Die prozentualen Wärmeverluste der Rohrleitungen relativ zum Systemertrag sind ebenfalls geringer als bei kleineren Flächen, da die Anschlusslängen zum Verbraucher stets konstant und unabhängig von der Feldgröße sind. Andererseits sollte eine Aperturfläche von 2000 m² bei größeren Prozesswärmeanlagen auf den Dächern der Industriegebäude installiert werden können. Um Glasbruch zu vermeiden, werden zwischen den in einer Reihe angeordneten Modulen einer Serie Sicherheitsabstände von 0,05 m eingehalten. Maximal 20 Kollektoren sollten nach Herstellerangaben seriell durchströmt werden, sodass diese Serien aus 20 Kollektoren in den Simulationen parallel angeordnet werden. Somit ergeben sich für Kopenhagen und Sevilla folgende Maße für das Feld:

	Kopenhagen	Sevilla
Breitengrad β [°]	55,67	37,38
Größe b [m]	3,80	1,00
Größe f [m]	7,24	2,66
Breite des Feldes [m]	91,26	91,26
Länge des Feldes [m]	123,04	64,50
Rohrlänge [m]	1566,90	864,90

Tabelle 4.1 Feldauslegung polar aufgestellter Röhrenkollektoren (Aperturfläche = 2000 m²)

4.3.2 Verschattung horizontaler Parabolrinnen

Wie in Kapitel 4.3.1 wird auch hier vorgegangen, mit dem Unterschied, dass die Verschattung nachgeführter Rinnen modelliert wird. Es wird mittels Strahlverfolgungsrechnung neben dem Abstand auch der Nachführwinkel der axial in Nord-Süd-Richtung aufgestellten Parabolrinnen variiert. Bei den nachgeführten Kollektoren ist mit dem Abstand derjenige zwischen den Außenseiten benachbarter Reflektoren in horizontaler Ausrichtung gemeint. Anschließend werden die optimalen Abstände für die Standorte Sevilla und Kopenhagen durch die auftretenden Einfallswinkel und gegebenenfalls Bestrahlungsstärken der Abend- und Morgenstunden bestimmt. In Abb. 4.7.a ist die Vorgehensweise mittels Strahlverfolgung graphisch dargestellt. Anstelle des Nachführwinkels wurde dessen Sinus, der bei einem axialen Einfallswinkel von Null exakt k_{trans} der einfallenden Strahlung (siehe Kap. 2.1) entspricht, verwendet, um die Ergebnisse besser vergleichen zu können. Für den Standort Sevilla ergab sich, dass ein k_{trans} -Wert von 0,65 nicht überschritten wird, sodass die Röhren bis auf 2,00 m Abstand aneinander gestellt werden können. Für den Standort Kopenhagen nimmt k_{trans} -Werte bis 1,00 an. Allerdings liegen bei k_{trans} -Werten oberhalb von 0,97 die Bestrahlungsstärken maximal bei 60 W/m², sodass bei einem Abstand von 8,00 m eine Verschattung vernachlässigt werden kann. Abb. 4.7.b zeigt das Rinnenfeld, welches aus parallel verschalteten Teilfeldern von jeweils 17 seriell durchströmten Rinnen besteht. In Tabelle 4.2 erkennt man im Gegensatz zu Tabelle 4.1 deutlich kürzere, erforderliche Rohrlängen, da wesentlich mehr Aperturfläche der Rinnen aufgrund größerer Rohrdurchmesser seriell angeordnet werden kann.

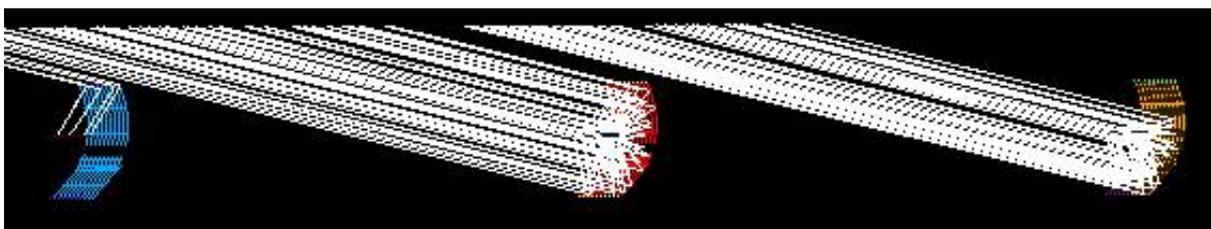


Abb. 4.7.a Analyse des optimalen Abstandes in Abhängigkeit vom Nachführwinkel mittels Strahlverfolgungsrechnung. In dieser Abbildung beträgt der Abstand 8,00 m und k_{trans} 0,97. Man erkennt, dass keine Verschattung auftritt.

Abb. 4.7.b Kollektorfeld, bestehend aus parallel verschalteten Teilfeldern von jeweils 17 seriell durchströmten Parabolrinnen

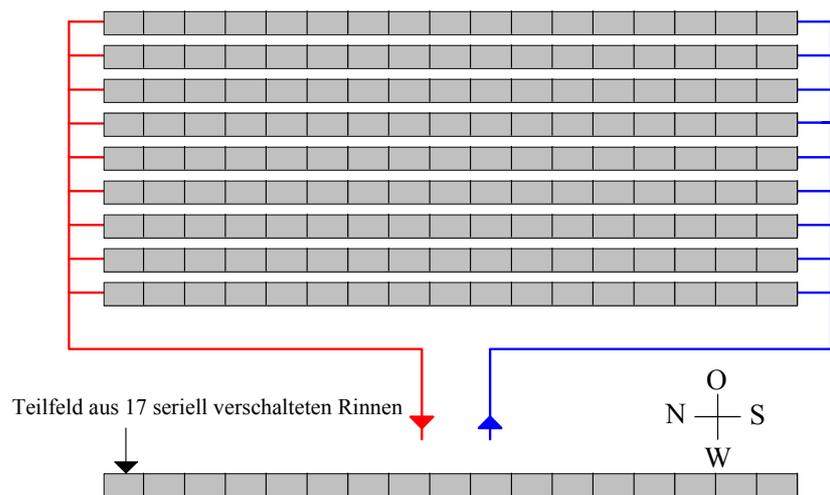
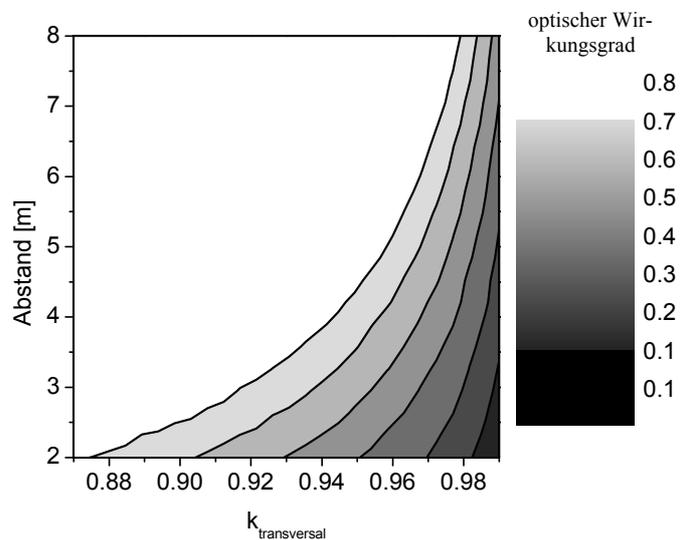


Abb. 4.8 Optischer Wirkungsgrad für $k_{axial} = 0$ in Abhängigkeit des Abstandes der Parabolrinnen



	Kopenhagen	Sevilla
Breitengrad β [°]	55,67	37,38
Rinnenabstand [m]	8,00	2,00
Breite des Feldes [m]	105,30	105,30
Länge des Feldes [m]	105,40	57,40
Rohrlänge [m]	229,80	181,80

Tabelle 4.2 Feldauslegung horizontal, in Nord-Süd-Richtung aufgestellter Parabolrinnen

4.3.3 Verschattung polar aufgestellter, nachgeführter Röhren

Im Falle des Röhrenkollektors mit intern nachgeführtem Reflektor wird die Verschattung erst bei einem Röhrenabstand von 0,20 m (Abstand zwischen zwei benachbarten Glasröhren) vernachlässigbar (siehe Abb. 4.9). Wie in Abb. 4.10 ersichtlich, ist der Grund der interne Spiegel, der wegen der Nachführung maßgeblich für die Verschattung ist. Die Verschattung durch benachbarte Röhren sollte bei diesem Kollektortypus möglichst vermieden werden, da ein wesentlicher Vorteil dieses Kollektors das Ausnutzen solarer Einstrahlung in den Abend- und Morgenstunden ist, zudem bei schräger Einstrahlung keine Kosinusverluste in transversaler Richtung auftreten, der Kollektor also auch bei schrägem Strahlungseinfall noch über hohe

Wirkungsgrade verfügt. Da sich dieser Kollektor noch im Prototypenstadium befindet, wird davon ausgegangen, ihn mit den gleichen Rohrlängen wie die nicht-nachgeführten Kollektoren produzieren zu können. Diese Annahmen sind aus folgenden Gründen gerechtfertigt: längere evakuierte Kollektorröhren bis zu einer Länge von 4,00 m sind bei diesem Kollektortypus unerlässlich, um die Kosten des Nachführmechanismus zu reduzieren, wodurch sich die Gesamtlänge der notwendigen Rohrleitungen verkürzt. Die Theorie besagt, dass der axiale Einfallswinkel bei polarer Aufstellung und gleichzeitiger einachsiger Nachführung die Deklination von $23^{\circ} 27'$ aufgrund der Schiefe der Ekliptik nicht übersteigen darf. Der Wert für k_{axial} übersteigt also ebenfalls nie den Sinus der Deklination (siehe hierzu Kapitel 2), ist also stets kleiner als 0,4, sodass die Module dichter nebeneinander gestellt werden können. Obwohl die Röhren mindestens 0,20 m weit auseinander liegen sollten, erscheint eine Feldverrohung wie die der nicht-nachgeführten Module realistisch. Man erkennt in Abb. 4.11, dass die absorbierte Bestrahlungsstärke bei großen transversalen Einfallswinkeln im Gegensatz zu Abb. 4.12 nicht vernachlässigbar ist.

Abb. 4.9 Einfluss des Röhrenabstandes (Abstand zwischen zwei benachbarten Glasröhren) auf den optischen Wirkungsgrad des evakuierten Röhrenkollektors mit intern nachgeführtem Reflektor in Abhängigkeit vom Sinus des transversalen Einfallswinkels (hier bezeichnet als k_{trans}) für $k_{axial} = 0$

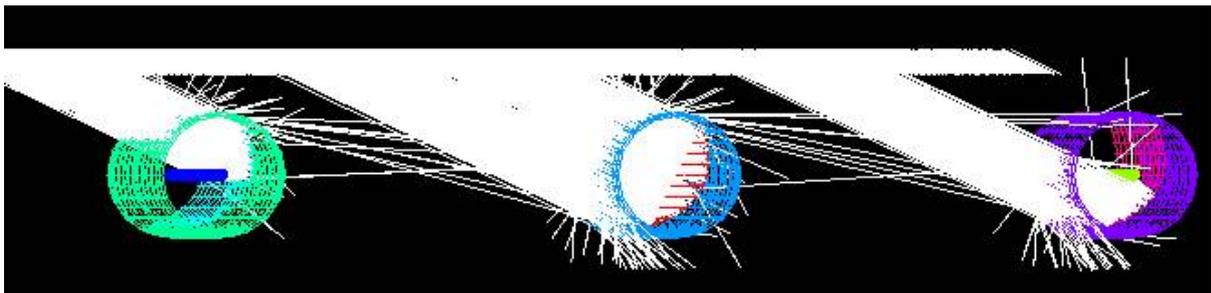
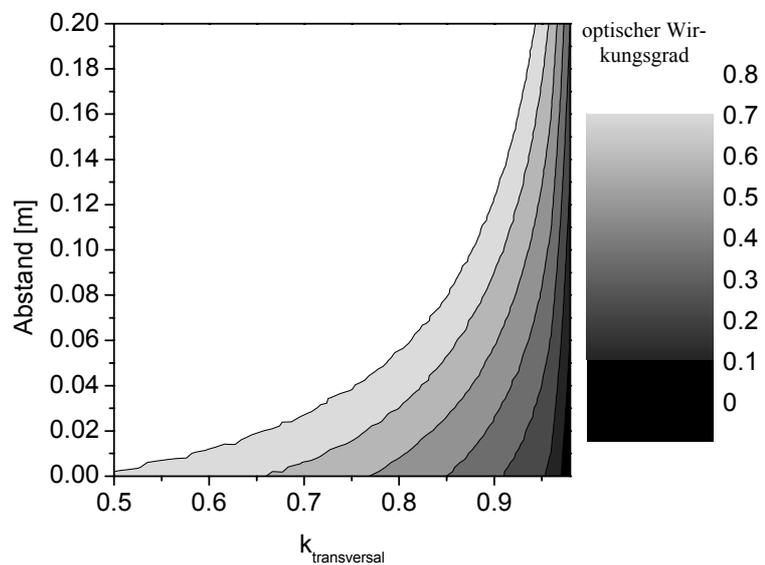
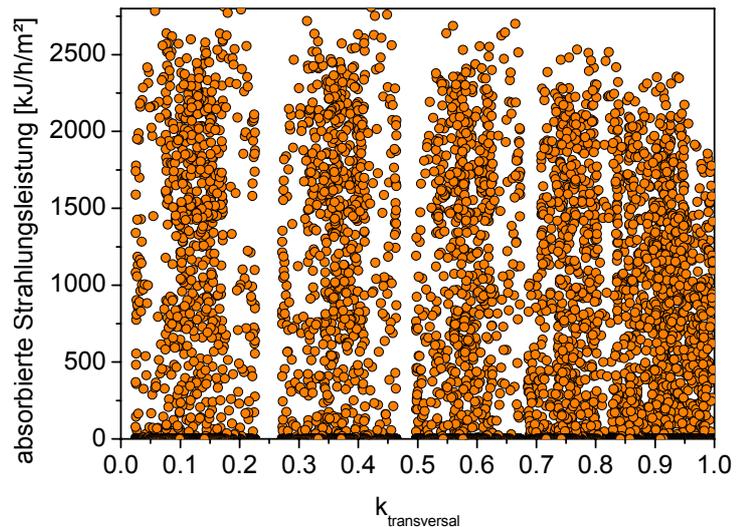


Abb. 4.10 Bei $k_{trans} = 0,9$ und einem Abstand zwischen zwei benachbarten Glasröhren von 0,30 m treten keine Verschattungen der Röhren untereinander auf. Im oberen Bereich der Abbildung erkennt man die als Gitter modellierte Strahlungsquelle. Nur die Strahlen, welche auf Objekte treffen, sind dargestellt.

Abb. 4.11 Absorbierte Strahlungsleistung des evakuierten Röhrenkollektors mit intern nachgeführtem Reflektor ohne Verschattung in Abhängigkeit von k_{trans} für ein Sevilla-Testreferenzjahr bei polarer Aufstellung



4.3.4 Verschattung bei Ost-West-Aufstellung

Durch Parametervariationen wurde ein Anstellwinkel für Sevilla von 20° bei einer Ost-West-Aufständigung als optimal ermittelt, der im Weiteren für eine Auslegung des Kollektorfeldes des Kollektors mit integriertem CPC-Reflektor verwendet wird. Bei der Ost-West-Aufständigung fällt auf, dass die ohne Berücksichtigung der Modulverschattung absorbierte Strahlungsleistung stark mit wachsendem k_{axial} -Wert abnimmt. Aufgrund des niedrigeren Anstellwinkels verringert sich die Verschattung, aber die auftretenden k_{axial} -Werte als Maß für den Gang der Sonne, die bei dieser Aufständigung täglich entlang der Achse des Kollektors wandert, liegen im Gegensatz zur polaren Aufständigung (siehe Kapitel 4.3.1) häufig bei Werten oberhalb von 0,4 bzw. 0,5. In Abb. 4.12 erkennt man die absorbierte Strahlungsleistung bei dieser Aufständigung für das Sevilla-Testreferenzjahr in Abhängigkeit von k_{axial} . Da die absorbierten Bestrahlungsleistungen oberhalb von $k_{axial} = 0,9$ bei nur etwa 10 % des maximalen Wertes liegen, wird eine Größe von $b = 2,00$ m als ausreichend angesehen, da bei diesem Abstand nach Abb. 4.13 die Wirkungsgrade ohne und mit Verschattung erst ab diesem Wert auseinanderdriften. Es ergibt sich nach Gleichung 4.2 für das Kollektorfeld in Sevilla bei dieser Aufständigung die gleiche Feldgröße wie für das Feld in Kopenhagen. Zwar beträgt die Größe b als Maß für den Abstand nur ein Viertel des Wertes für Kopenhagen, was jedoch durch den niedrigeren Anstellwinkel wieder wettgemacht wird.

Abb. 4.12 Absorbierte Strahlungsleistung des Kollektors mit integriertem CPC-Reflektor ohne Verschattung bei einer Ost-West-Ausrichtung mit einem Anstellwinkel β von 20° für ein Sevilla-Testreferenzjahr in Abhängigkeit von k_{axial}

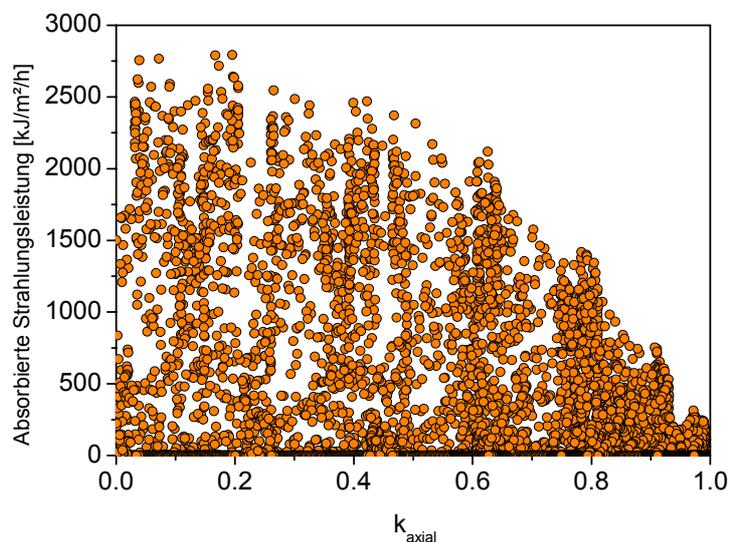
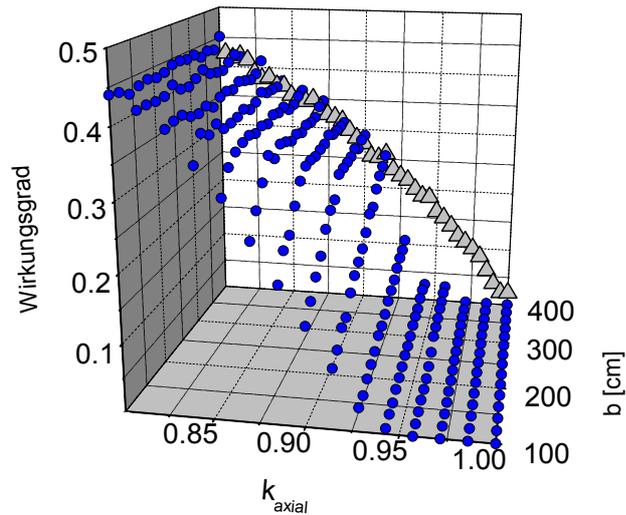


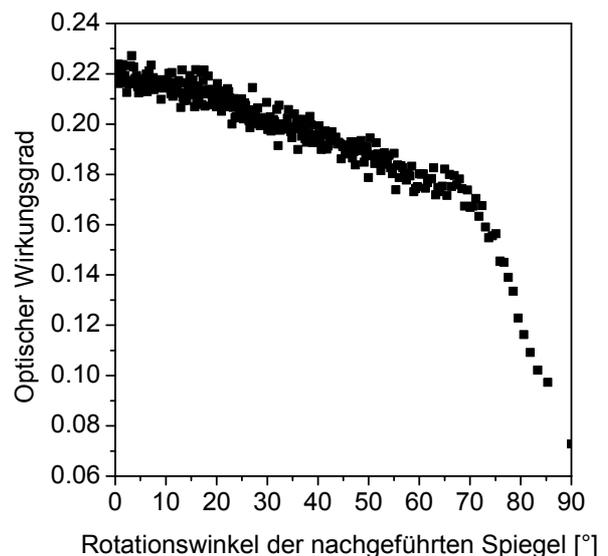
Abb. 4.13 optischer Wirkungsgrad des Kollektors mit integriertem CPC-Reflektor ohne (Dreiecke) und mit Modulverschattung (Kreise) in Abhängigkeit von der Größe b und von k_{axial} bei Ost-West-Aufstellung für den Standort Sevilla und einen Anstellwinkel β von 20°



4.4 Wirkungsgrad für diffuse Strahlung für Kollektorfelder

Näherungsweise betrachtet man die Diffusstrahlung als isotrop aus einem Raumwinkel von 2π , was theoretisch aufgrund der Aureole und weiterer Faktoren nicht ganz korrekt ist (näheres hierzu im Kapitel 2 und in [33]). Modelliert wird diese Vereinfachung durch ein statistisch „verschmiertes Strahlungsgitter“, aus welchem die Strahlung in sämtlichen möglichen Richtungen austritt. Unter der Annahme einer diffusen Bestrahlungsstärke von 300 W/m^2 werden die Modellierungen mit jeweils 500 000 Strahlen durchgeführt. Im Falle des Röhrenkollektors mit integriertem, nachgeführten Spiegel ist der optische Wirkungsgrad für diffuse Strahlung, wie in Abb. 4.14 zu erkennen, eine sensible Funktion des Nachführwinkels. Diese Winkelabhängigkeit ist bei der Parabolrinne nicht beobachtbar, da diese nur eine vernachlässigbare Effizienz hinsichtlich diffuser Strahlung hat. Die optischen Wirkungsgrade hinsichtlich diffuser Strahlung der Rinne und der nicht-nachgeführten Kollektoren sind in Tabelle 4.3 zu sehen.

Abb. 4.14 Optische Wirkungsgrade für Diffusstrahlung in Abhängigkeit vom Nachführwinkel des innenliegenden Spiegels des Röhrenkollektors



CPC-Kollektor mit außenliegendem Spiegel	0,74
CPC-Kollektor mit u-förmigem Absorber	0,66
Parabolrinnen-Kollektor	0,05

Tab. 4.3 Optische Wirkungsgrade für diffuse Strahlung

Man erkennt den außergewöhnlich guten Wirkungsgrad für diffuse Strahlung des CPC-Kollektors mit außenliegendem Spiegel, welcher ja zudem, wie in Abb. 4.2.a zu sehen, über einen hervorragenden Wirkungsgrad für direkte Strahlung innerhalb des Akzeptanzbereiches verfügt.

4.5 Modellierung von Spiegelfehlern

Wie in Abb. 3.7 zu erkennen, verfügt die Parabolrinne über Metallhalterungen entlang der äußeren Längsränder, welche notwendig sind, um die Reflektorrinnen stabil befestigen und nachführen zu können. Diese Halterungen führen zu Verbiegungen der Rinnen entlang der Längsränder. Die Verbiegungen wurden durch etwa 0,05 m schmale viereckige, ebene Flächen, deren Länge exakt der der Rinne entspricht, simuliert. Diese Ebenen befinden sich jeweils am linken und am rechten äußeren Rand der Rinne und sind in Abb. 4.7 als farbige Rinnenränder zu erkennen. Mittels Strahlverfolgungsrechnungen konnte gezeigt werden, dass die Verbiegungen zu keiner signifikanten Verschlechterung des Wirkungsgrades führen. Dies erklärt sich zum einen durch den geringen Flächenanteil der Verbiegungen, zum anderen durch die Tatsache, dass bei abbildenden Kollektoren mit parabelförmigen Reflektoren in den äußeren Bereichen der Reflektoren stets weniger Reflexionen der Solarstrahlung stattfinden als in den inneren Bereichen. So gingen diese konstruktionsbedingten Spiegelfehler zwar in alle weiteren Simulationen mit ein, wurden jedoch nicht systematisch untersucht.

5 Modellierung des thermischen Verhaltens

Maßgeblich für die Analyse der Funktionsweise eines Solarkollektors ist nicht nur sein optisches, sondern auch sein thermisches Verhalten. So wird in diesem Kapitel zunächst allgemein das Simulationsprogramm TRNSYS, welches u. a. zur Analyse des thermischen Verhaltens von Kollektoren verwendet wird, vorgestellt. Anschließend wird auf herkömmliche Kollektormodelle eingegangen, wie sie der Solarthermie verwendet werden. Deren Schwächen werden im Folgenden aufgezeigt und neuentwickelte Kollektormodelle vorgestellt. Daraufhin wird die thermische Auslegung des Kollektorfeldes beschrieben.

5.1 Thermisches Simulationsprogramm TRNSYS

Das dynamische Simulationsprogramm TRNSYS (Transient System Simulation Program, [1]) ermöglicht die Berechnung von solaren Erträgen komplexer solarthermischer Anlagen. Da die für den Betrieb maßgeblichen Größen wie Solarstrahlung, Wind, Umgebungstemperatur, etc., ob in Form von Testreferenzjahren oder Messdaten, eine hohe Zeitabhängigkeit aufweisen, ist eine dynamische Simulation erforderlich. Einzelne Anlagenkomponenten, beschrieben durch sogenannte „Types“, werden durch Anweisungen zu einem System kombiniert. Diese „Types“ sind Fortran-Unterprogramme, die vom Benutzer modifiziert werden können.

Für die Lösung der Differenzialgleichungen, durch die die meisten Komponenten beschrieben werden, stehen in TRNSYS drei numerische Lösungsverfahren zur Verfügung: das Eulersche, das nach Heun und das von Adam. Einfache „Types“ werden durch analytische Näherungslösungen berechnet.

5.2. Bestehende Modelle zur Beschreibung von Kollektoren

Eine dynamische Modellierung erfordert dynamische Kollektormodelle. Zum einen gilt es die Temperaturverteilung innerhalb des Kollektors zu berücksichtigen, zum anderen können Bauteile des Kollektors sich mit dem Fluid erwärmen, sodass die Wärmekapazitäten berücksichtigt werden müssen.

Für die Modellierung des thermischen Verhaltens wurden thermische Kollektormodelle verwendet, die für diese Arbeit modifiziert bzw. neu entwickelt wurden. Alle bisher in der Solarthermie verwendeten Kollektormodelle kombinieren thermisches und optisches Verhalten. In dieser Arbeit erfolgen die beiden Modellierungen getrennt voneinander, sodass bestehende Modelle dementsprechend angepasst, bzw. neue Modelle entwickelt werden mussten.

Sämtliche Kollektormodelle in der Solarthermie liegen in Form von „TRNSYS-Types“ vor. So existieren für einige der gängigen, auf dem Markt erhältlichen Solarkollektoren solche „Types“. Die Existenz eines für den jeweiligen Kollektor passenden „Types“, dessen Programmierung sehr zeitaufwändig sein kann, ist nach der bisherigen Methode (siehe Abb. 1.5) eine notwendige Voraussetzung für die dynamische Simulation von Kollektoren.

Für diese Arbeit wurde das MFC-(Matched Flow Collector)-Kollektor-Modell [59] modifiziert, welches das thermische Verhalten eines Flachkollektors modelliert. Es wurde im Rahmen einer Dissertation als Zusatztypus für das thermische Simulationsprogramm TRNSYS geschrieben, um gering durchströmte Systeme, wie sie in dieser Arbeit experimentell unter-

sucht werden, besser modellieren zu können. Mit dem MFC-Modell können in Kombination mit dem Parameteridentifikationsprogramm DF [60] Messdaten sehr gut analysiert werden.

Die Variablen gemessene diffuse und direkte Bestrahlungsstärke, Umgebungstemperatur, Fluidtemperatur, Massendurchfluss, etc. gehen während eines Zeitschrittes als Mittelwerte des jeweiligen Zeitschrittes in die Modellierung ein. Durch die Modellierung mittels des MFC-Modells ist es möglich, während der Simulation konstant gehaltene Einflussgrößen, also für den untersuchten Kollektor charakteristische Werte, wie z. B. Kollektorkapazität, optischer Wirkungsgrad für direkte und diffuse Strahlung, Konstanten für lineare und quadratische Wärmeverluste, etc. zuzuweisen.

Dieses Modell wird für die Messdatenauswertung und für die Simulation des zu untersuchenden Kollektors angewendet. Die Präzision von Langzeitvorhersagen hat dabei im Gegensatz zu vielen anderen Anwendungen der Systemidentifikation erste Priorität, um das Verhalten des zu untersuchenden Systems in sämtlichen Betriebszuständen vorhersagen zu können. Dabei kann die Aufteilung in diskrete Zeitschritte durch das Übersehen charakteristischer Maxima und Minima bei der Interpretation Probleme bereiten.

Mit dem MFC-Modell können verschiedene thermische Austauschbedingungen mit der Umgebung, wie der Einfluss der Windgeschwindigkeit, der Verlust über die Rückseite eines Flachkollektors, der Albedo, usw. und verschiedene Durchströmungsbedingungen modelliert werden. Im Folgenden soll lediglich der verwendete Ansatz, der als Basis der neu entwickelten Kollektormodelle fungiert, vorgestellt werden.

Der Modellierungsansatz ergibt sich aus der partiellen Differenzialgleichung, die auf der Energiebilanz infinitesimaler Kontrollelemente basiert, in die der Kollektor aufgeteilt werden kann (siehe Gleichung 5.1). So beschreibt der erste Term auf der linken Seite die Änderung der inneren Energie des Kontrollelements und der zweite Term den konvektiven Energietransport durch die Strömung des Fluids. Die rechte Seite der Gleichung beschreibt den temperaturabhängigen Energiefluss zwischen dem betreffenden Element und der Umgebung, wie auch aus der Wärmequelle, d. h. dem nutzbaren Energieanteil der Strahlungsquelle. Die Wärmeverluste werden nur durch den linearen und den quadratischen Term berücksichtigt, da so eine analytische Lösung der Differenzialgleichung möglich ist (näheres hierzu in [59]). Dies ermöglicht zwar für Flachkollektoren, also nicht konzentrierende Kollektoren, im Temperaturbereich bis 120 °C eine gute Approximation der Wärmeverluste durch Wärmeleitung, Konvektion und Abstrahlung. Bei höheren Temperaturen und konzentrierenden Kollektoren hingegen werden die Verluste durch Abstrahlung so dominant (siehe Kapitel 2.3.2), dass im Rahmen dieser Arbeit auch das thermische Verhalten mit Wärmeverlusten, in welche die Temperaturabhängigkeit in der vierten Potenz eingeht, neu modelliert wird (siehe Kapitel 5.3).

$$(C_{eff} + V_f \cdot \rho \cdot c_p) \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \dot{m} \cdot c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial x} = S - a_1 \cdot (T - T_{Umg}) - a_2 (T - T_{Umg})^2 \quad (5.1)$$

C_{eff} ist hierbei die effektive Wärmekapazität des Kollektors ohne Fluid, \dot{m} ist der Massenstrom des Wärmeträgers, ρ ist die mittlere Dichte des Wärmeträgers, c_p ist die spezifische Wärmekapazität des Wärmeträgers, V_f ist das Volumen der Absorberkanäle, $T(x,t)$ ist die orts- und zeitabhängige Wärmeträgertemperatur, S ist die absorbierte Strahlungsleistung, T_{Umg} ist die Umgebungstemperatur und a_1 bzw. a_2 sind Konstanten zur Beschreibung linearer bzw. quadratischer Wärmeverluste.

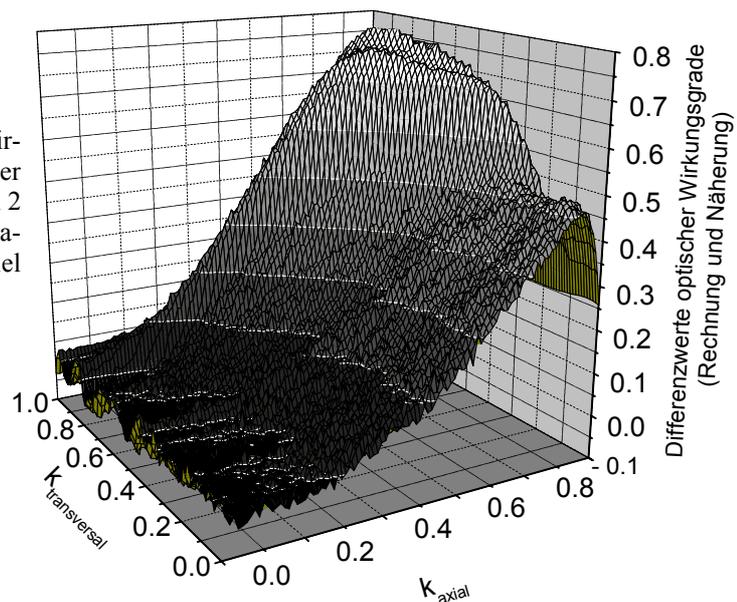
Klassischerweise ergibt sich die absorbierte Strahlungsleistung S aus dem optischen Wirkungsgrad η_0 für direkte Einstrahlung in Abhängigkeit von den jeweiligen Einstrahlrichtungen, aus der direkten und diffusen Bestrahlungsstärke in Kollektorebene und aus den einzelnen axialen und transversalen winkelabhängigen IAM -Funktionen (siehe Kapitel 2.1.4), welche gemäß dem Separationsansatz miteinander multipliziert werden und aus der Bestrahlungsstärke E aufgrund der am Boden reflektierten Solarstrahlung (Albedo). Die Anwendung des Separationsansatzes stellt eine Näherung dar, die zwar bei kleinen Einfallswinkeln eine gute Übereinstimmung mit der Theorie liefert, jedoch bei größeren Einfallswinkeln $\Theta_{L,T} > 40^\circ$ erhebliche Abweichungen von dem theoretisch erwarteten Ergebnis liefert.

Der Separationsansatz lautet wie folgt:

$$IAM(\theta_L, \theta_T) \approx IAM(\theta_L, 0) \cdot IAM(0, \theta_T) = IAM(\theta_L) \cdot IAM(\theta_T) \quad (5.2)$$

Bereits 1982 wurden von McIntire [31] bei polarer Nord-Süd-Aufstellung durch den Separationsansatz Fehler von 40 % des Messwertes bei großen Einfallswinkeln von 80° festgestellt, bei transversalen Einfallswinkeln θ_T unterhalb von 35° hingegen lediglich von 1 %, wie dies ebenfalls im Rahmen dieser Arbeit experimentell und anhand exakter Strahlverfolgungsrechnungen ermittelt wurde. Die Differenz der optischen Wirkungsgrade, ermittelt durch eine 2-dimensionale Strahlverfolgungsrechnung und durch den Separationsansatz ist in Abb. 5.1 dargestellt.

Abb. 5.1 Differenzwerte der optischen Wirkungsgrade zwischen den Ergebnissen einer Strahlverfolgungsrechnung, durchgeführt in 2 Dimensionen, und der Anwendung des Separationsansatzes auf diese Werte am Beispiel eines nicht-nachgeführten Kollektors



Wie stark sich diese Fehler auf die Ertragsberechnungen auswirken, hängt von der Aufstellung und der damit verbundenen Abhängigkeit zwischen Bestrahlungsstärke und Einfallswinkel und vom Akzeptanzbereich des Kollektors ab. Insbesondere morgens und abends wirken sich diese Differenzen besonders aus. Zudem wird die Differenzialgleichung 5.1 durch einen zusätzlichen S -Term sehr kompliziert, wodurch sich wiederum die Parameteridentifikation erschwert (siehe hierzu auch Kapitel 7). So ist die Wahrscheinlichkeit der Identifikation eines lokalen Minimums hoch, welches dicht neben oder weit entfernt von dem absoluten liegen kann. Zudem ist die Modellierung der Verluste durch lineare und quadratische Temperaturdifferenzen aufgrund des Stefan-Boltzmann-Gesetzes (siehe Gleichung 2.9) nicht korrekt, geht man zu Betriebstemperaturen größer 120°C und variiert dabei die Temperaturen stark. Bei schwachen Temperaturvariationen ist es jedoch stets möglich, die T^4 -Abhängigkeit der thermischen Verluste durch lineare oder quadratische Funktionen zu nähern und dies umso bes-

ser, je kleiner der Emissionsgrad ε ist und desto höher Konvektions- und Wärmeleitungsverluste sind.

5.3 Neu entwickelte Kollektormodelle

Um Betriebstemperaturen bis 300 °C realistisch, d. h. mit korrekten Temperaturabhängigkeiten, und vor allem deutlich einfacher modellieren zu können, wurde ein neues universelles Modell, basierend auf dem MFC-Modell, welches jedoch durch das „Ausschalten“ der ursprünglich im Modell vorhandenen Optik für spezielle Kollektortypen (s. u.) abgeändert wurde, entwickelt. Dieses Modell kann nun verwendet werden für die unterschiedlichsten Kollektortypen, seien es höher konzentrierende Parabolrinnen, Flachkollektoren oder beliebige schwach oder stärker konzentrierenden Kollektortypen. Es wurden folgende Veränderungen durchgeführt:

1. Die für die absorbierte Strahlungsleistung in das MFC-Modell (Gleichung 5.1) eingehende Größe S wird nicht mehr nur innerhalb des MFC-Modells behandelt, also mit dem in Kapitel 5.2 durch den Separationsansatz hervorgerufenen Fehler. Anstatt dessen gehen durch Strahlverfolgung gewonnene Daten für den optischen Wirkungsgrad, die numerisch mit dem RENKA-III-Algorithmus ausgewertet werden, direkt in die Simulationen ein.
2. Es werden eine T^4 -Abhängigkeit für die Verluste und ein zusätzlich temperaturabhängiger Emissionsgrad, wie er für selektive CERMET-Absorberschichten bestimmt wurde, verwendet.

Um Ersteres zu erreichen, geht man innerhalb des MFC-Modells davon aus, dass sämtliche, auf den Kollektor auftreffende Strahlung absorbiert wird. Man darf sich jedoch aus thermischen Gründen nicht im so genannten „Flachkollektormodus“, der normalerweise zur Modellierung von Flachkollektoren verwendet wird und diese Auswahlmöglichkeit bieten würde, befinden. Deshalb müssen die in die Optik des Modells eingehenden Parameter so kombiniert werden, als würde sämtliche Strahlung stets senkrecht auftreffen und mit maximaler Effizienz auf den Absorber übertragen werden. Diese Strahlung wird jedoch bereits vorher entsprechend der optischen Modellierung inklusive sämtlicher optischer Effekte (Verschattungen, Albedo, von der Nachführung abhängige Wirkungsgrade für diffuse Strahlung, etc.) abgeschwächt (siehe hierzu Kapitel 4).

5.4 Auslegung des Kollektorfeldes

Zur Auslegung des Kollektorfeldes genügt die optische Betrachtung und Optimierung nicht. Der Druckabfall innerhalb der Verrohrungen durch Einzelwiderstände, wie Bögen, Ventile, etc. wird verursacht durch Wirbel, Strömungsablösungen und Sekundärströmungen. Der gesamte Druckverlust setzt sich zusammen aus dem Druckverlust durch Wandreibung, Höhenunterschiede, Umlenkung und Querschnittsveränderung [61]. Zu hohe Druckverluste sind von Nachteil, da damit höhere Pumpleistungen erforderlich wären, die Kavitationsgefahr, d. h. die Gefahr der Bildung von Dampfblasen, stiege (s. u.) und die Anlage deshalb bei höheren Prozesstemperaturen in der Nähe des Maximaldruckes p_{max} von 10 bar betrieben werden müsste. Eine Kavitationsgefahr besteht, da die Siedetemperatur des Thermoöls bei 250 °C bei einem statischen Druck von 1 bar, bei 300 °C bei 3 bar und bei 330 °C bei 10 bar liegt. Bei strömenden Flüssigkeiten ist der Siedepunkt bereits bei niedrigeren Temperaturen erreicht. Strömt nun das Öl an einigen Stellen besonders schnell und der statische Druck entspricht dem Dampfdruck der Flüssigkeit bei der vorliegenden Temperatur, so bilden sich Dampfblasen.

Gelangen diese wiederum in eine langsamere Strömung, so kondensieren sie wieder. Dies führt zu einer schlagartigen Verringerung ihres Volumens, d. h. zu einer Implosion und damit zu kurzzeitigen Druckspitzen, die eine Materialbelastung darstellen und zu einer instabilen Strömung führen können. Deshalb wird die maximal zulässige Geschwindigkeit innerhalb der Rohre zu $v_{max} = 1 \text{ m/s}$ gewählt.

Auch aufgrund der Implosionsgefahr des evakuierten Bereiches sollten evakuierte Röhrenkollektoren nicht bei höherem Druck als 10 bar betrieben werden. Deshalb werden von Kollektorherstellern stets Obergrenzen für zulässige Fluiddrücke und die Anzahl der seriell verschaltbaren Kollektoren angegeben (siehe Kap. 4.3). Zur Erzielung möglichst geringer Wärmeverluste, die ja proportional zur Rohroberfläche sind, sollte der minimale Rohrdurchmesser der Rohrleitungen der Kollektormodule D_{min} so klein wie möglich gewählt werden. Es gilt:

$$D_{min} = \sqrt{\frac{4 \cdot \dot{m}_{max}}{\pi \cdot \rho_{min} \cdot v_{max}}} \quad (5.3)$$

Hierbei sind \dot{m}_{max} (der je nach Kollektor mögliche maximale Massenstrom darf nicht größer als der Absorberdurchmesser sein) und $\rho_{min} = 750,65 \text{ kg/m}^3$ die bei einer maximalen Fluidtemperatur minimal auftretende Dichte des Thermoöls bei $300 \text{ }^\circ\text{C}$, was beispielsweise für die Röhrenkollektoren einen minimalen Rohrdurchmesser von 9 mm ergibt. Wärmedurchgangskoeffizienten und die spezifischen Wärmeverluste q_i von Rohrleitungen unterschiedlicher Nennweiten wurden der Literatur [61] entnommen.

Nennweite [mm]	10	15	20	25	32	40	50
q_i [W/m/K]	0,193	1,96	1,98	0,203	0,209	0,212	0,215

Tab. 5.1 Spezifische Wärmeverluste der verwendeten Rohrleitungen

Da für unterschiedliche Kollektoren die „TRNSYS-Decks“ (siehe Kapitel 9) angepasst werden müssen, werden sämtliche Kollektorfelder mit Ersatzrohren gleicher Wärmeverluste (bezogen auf die Rohrleitungen des gesamten Feldes!) modelliert. Diese Ersatzrohre müssen also insgesamt über die gleichen Wärmeverluste verfügen, wie die tatsächlichen Kollektorfelder mit den „realen Rohrleitungen“. Diese „realen Rohrleitungen“ verfügen über die für den betreffenden Kollektor ideale, minimale Nennweite. So wird der optimalen Nennweite für die Rohrleitungen des jeweiligen Kollektors Rechnung getragen, es müssen jedoch die Decks lediglich durch Variation der Länge des Ersatzrohre entsprechend der Formel für die gesamten Wärmeverluste des Feldes angepasst werden:

$$\dot{Q}_{Feld} = \sum_{i=1}^N L_i \cdot q_i \cdot \Delta T = L_{Ersatz} \cdot q_{Ersatz} \cdot \Delta T = k_{Ersatz} \cdot A_{Ersatz} \cdot \Delta T \quad (5.4)$$

L_i ist hierbei die Länge des i -ten Rohres, q_{Ersatz} sind die spezifischen Wärmeverluste des Ersatzrohres, ΔT ist die Temperaturdifferenz Rohr/Umgebung, k_{Ersatz} ist der Wärmedurchgangskoeffizient des Ersatzrohres und A_{Ersatz} ist die Kontaktfläche Rohr/Fluid des Ersatzrohres.

Auf die Bestimmung der erforderlichen Rohrlängen wurde bereits in Kapitel 4.3 eingegangen.

6 Technische Kollektorentwicklung

In diesem Kapitel werden physikalische und technische Aspekte erläutert, die bei der Entwicklung des Funktionsmodells des nachgeführten Kollektors mit integriertem Reflektor zu berücksichtigen sind.

Oberste Priorität bei der Kollektorentwicklung ist eine über möglichst lange Zeiträume hohe Kollektorleistung bei Absorbtemperatur bis 300 °C.

Zunächst werden die physikalischen Eigenschaften der verwendeten Materialien. Anschließend wird darauf eingegangen, dass der Koaxialabsorber auch als Wärmetauscher fungiert und inwieweit dies Einfluss auf die Leistung des Kollektors hat. Hierfür muss zunächst die Strömungsform und dann der Wärmedurchgangskoeffizient zwischen dem inneren und äußeren Rohr des Koaxialabsorbers bestimmt werden. Die zu berücksichtigende Wärmeleitung, hervorgerufen durch die Absorberableitungen sowie durch deren Kontakt mit dem Kollektorgehäuse, wird im Anschluss beschrieben.

6.1 Anforderungen an die eingesetzten Werkstoffe

Durch die Evakuierung wird der Wärmetransport zwischen dem heißem Absorber und der Glasröhre durch Konvektion und Wärmeleitung weitgehend unterdrückt. So befindet sich die Glasröhre selbst bei hohen Absorbtemperatur nur knapp über dem Temperaturniveau der Umgebung. Deshalb muss eine Kollektorröhre über einen Absorber in u-Form, als Koaxialrohr oder über einen mit Kompensatoren flexibel befestigten Absorber verfügen, um seine thermische Ausdehnung auszugleichen.

Der selektiv beschichtete Absorber sollte eine möglichst hohe Wärmeleitfähigkeit besitzen, da ein kleinerer Temperaturgradient zwischen Absorberschicht und Fluid zu geringeren Strahlungsverlusten des Absorbers ($\sim T^4$) führt. Aus diesem Grund wird Kupfer als Material gewählt, was aber den Nachteil einer geringen Festigkeit hat, jedoch über eine um den Faktor 26 bessere Wärmeleitfähigkeit als Edelstahl verfügt. Zudem haften nach Erfahrung von Schott selektive CERMET-Schichten besser auf Kupfer und ihr Emissionsgrad liegt unter dem beschichteter Edelstahlrohre, was u. a. wohl auch darauf zurückzuführen ist, dass die Schicht auf Edelstahl nicht ganz vollständig deckend aufgebracht werden kann. So wurden für den Koaxialabsorber des Prototypen zwei Materialien in Kombination mit einer selektiven CERMET-Schicht getestet. Der Emissionsgrad von Kupfer $\varepsilon(100\text{ °C})$ beträgt 0,08 und der von Edelstahl $\varepsilon(100\text{ °C})$ beträgt 0,14, weshalb Kupfer ausgewählt wurde. Anders sieht es hingegen mit dem inneren Rohr aus: das sollte, worauf in Kapitel 6.2 eingegangen wird, eine möglichst geringe Wärmeleitfähigkeit besitzen.

Die Festigkeit der selektiven Absorberschicht selbst (siehe Kap. 2.3), wie auch die der Glasröhre sollte hoch sein und letztere über eine ausreichende Wandstärke verfügen. Zulässige Stillstandstemperaturen von mindestens 400 °C sind anzustreben; auf dem Markt erhältliche Schichten für rohrförmige Absorber sind für diese Temperaturen jedoch nicht erhältlich. Oberhalb von 370 °C zersetzten sich von Sailer im Jahre 1985 [71] untersuchte CERMET-Schichten. Die im Rahmen dieser Arbeit verwendete Schicht der Firma Schott (Schott-Rohrglas, Mitterteich) verschlechtert sich bereits bei Temperaturen oberhalb von 330 °C irreversibel. Sailer [71] bestätigte in Jahre 1985 die ebenfalls von Schott angegebene Temperaturbeständigkeit bis 330 °C experimentell.

Der Reflektor (Fa. Alanod Aluminium Veredelung GmbH, Ennepetal, Deutschland) soll über einen möglichst geringen Absorptionsgrad verfügen, um eine Aufheizung desselben zu verhindern, was zu einem höheren Diffusanteil der reflektierten Strahlung führen würde. So befinden sich Reflektor und Absorber auf unterschiedlichem Temperaturniveau und sind deshalb unterschiedlichen thermischen Ausdehnungen ausgesetzt. Deshalb muss eine Konstruktion gewählt werden, die eine Wärmeleitung zwischen Reflektor und Absorber verhindert. Auf die Anforderungen an das Gehäuse wird in den Kapiteln 6.3.1 und 6.3.2 näher eingegangen.

6.2 Koaxialabsorber als Wärmetauscher

Ein Koaxialabsorber wirkt auch als Wärmetauscher, bei dem ein heißes Fluid gegen ein kühleres Fluid mit einer bestimmten Temperaturdifferenz strömt. Diese beträgt bei den in dieser Arbeit durchgeführten Messungen maximal 50 K. Diese relativ hohe Temperaturdifferenz ist erforderlich, um angemessene Leistungen erzielen zu können, da die spezifische Wärmekapazität des Thermoöls mit $c_p(300\text{ °C}) = 2900\text{ J/(kgK)}$ klein ist (siehe Gleichung 5.1). Aufgrund der unerwünschten, aber bei einem Koaxialabsorber unvermeidbaren Wirkungsweise des Absorbers als Wärmeübertrager wird die Eingangstemperatur des Fluids deswegen geringfügig erhöht, sodass man auf der Wirkungsgradkennlinie (siehe Kap. 3.3) etwas in Richtung höherer Temperatur wandert und sich somit der thermische Wirkungsgrad erniedrigt. Ob dieser Effekt signifikante Auswirkungen auf den Kollektorbetrieb bei einer Betriebstemperatur von 300 °C hat, wird in diesem Kapitel abgeschätzt.

6.2.1 Bestimmung der Strömungsform

Zunächst muss ermittelt werden, ob es sich um eine laminare oder turbulente Strömung handelt, da die Wärmeübergangskoeffizienten des Fluids im äußeren Ringspalt und inneren Bereich des Rohres für die beiden Strömungsformen stark unterschiedlich sind. Eine laminare Strömung in einem Rohr liegt dann vor, wenn die Reynolds-Zahl Re , die das Verhältnis der Trägheitskräfte zu den Reibungskräften darstellt, ≤ 2300 ist. Oberhalb von $Re = 10000$ wird die Strömung als voll turbulent bezeichnet. Zwischen $Re = 2300$ und 10000 beeinflussen die Art der Zuströmung, die Form des Rohreinlaufs und die Rohrrauigkeit die Strömungsform, dies allerdings nur in der Nähe des Rohreinlaufs [63]. Es gilt:

$$Re = \frac{d_h \cdot v}{\nu} \quad (6.1)$$

d_h ist der hydraulische Rohrdurchmesser [m], welcher definiert ist als das Verhältnis des vierfachen Strömungsquerschnittes A zum benetzten Umfang des Rohres, v die Geschwindigkeit des Fluids [m/s] und ν die kinematische Viskosität [m²/s].

Ein Volumenstrom von $\dot{V} = Av = 100\text{ l/h}$, bzw. 20 l/h (A ist die Querschnittsfläche des Rohres) ergibt eine Geschwindigkeit v_A für den äußeren Bereich des Koaxialrohres mit einem inneren Außenrohrdurchmesser von $\varnothing_A = 8,0 \cdot 10^{-3}\text{ m}$ und einem inneren Innenrohrdurchmesser von $\varnothing_I = 5,8 \cdot 10^{-3}\text{ m}$ (Wanddicke des Innenrohres = $0,1 \cdot 10^{-3}\text{ m}$) von $v_A = 0,55\text{ m/s}$, bzw. $v_A = 0,11\text{ m/s}$. Für die Geschwindigkeit im Inneren des Rohres v_I ergibt sich $v_I = 0,99\text{ m/s}$, bzw. $v_I = 0,19\text{ m/s}$. Die kinematische Viskosität ν von Thermoöl (Fa. Shell) beträgt $\nu = 0,5 \cdot 10^{-6}\text{ m}^2/\text{s}$ bei 300 °C. Für ein Koaxialrohr gilt nach [61] für die hydraulischen Durchmesser, falls das Innenrohr dünnwandig ist: $d_{hA} = \varnothing_A - \varnothing_I$ und für $d_{hI} = \varnothing_I$. Somit ergibt sich für die beiden Reynolds-Zahlen des Innenrohres $Re_I = 1148,4$ (100 l/h), bzw. $220,4$ (20 l/h) und

für die beiden des Außenrohres: $Re_A = 4400$ (100 l/h), bzw. 880 (20 l/h). Somit liegt bei einem Volumenstrom von 20 l/h mit Sicherheit laminare Strömung vor. Da der derzeitige Messaufbau maximale Volumenströme von 20 l/h erlaubt, wird auf die nach der Reynolds-Zahl unklare Strömungsform bei einem Volumenstrom von 100 l/h nicht weiter eingegangen. Für den nicht-nachgeführten Kollektor gilt: der innere Rohrdurchmesser \varnothing_i des Absorberrohres beträgt 0,0133 m. Für einen maximalen Volumenstrom von $\dot{V} = 100$ l/h (entspricht $2,7777 \cdot 10^{-5}$ m/s) ergibt sich eine maximale Geschwindigkeit von

$$v_l = \dot{V} / A = \dot{V} / ((\varnothing_i / 2)^2 \cdot \pi) = 0,20 \text{ m/s.} \quad (6.2)$$

Es lässt sich also nach Gleichung 6.1. mit einem hydraulischen Durchmesser, der bei einem Rohr dem Rohrdurchmesser entspricht, für eine angenommene Temperatur von 300 °C (d. h. die Viskosität ν des Thermoöls beträgt $0,5 \cdot 10^{-6}$ m²/s) eine Reynolds-Zahl Re von 5320 berechnen. Somit kann durch die Rohreinlaufsform und die Zuströmung die Art der Strömung (laminar oder turbulent) im unmittelbaren Bereich des Rohreinlaufs beeinflusst werden (s. o.). Es sollten also auch bei diesem Kollektor Verwirbler vor den Temperaturfühlern angebracht werden, um die Genauigkeit der Temperaturmessung zu erhöhen.

6.2.2 Berechnung des Wärmedurchgangskoeffizienten

Es wurde in einer der Programmiersprache Pascal ähnlichen Macro-Language EES (Engineering Equation Solver, Version 6.079: #413, F-Chart-Software, Middleton) ein Programm zur Analyse der Auswirkung des Wärmetransports innerhalb des Koaxialabsorbers auf den thermischen Wirkungsgrad geschrieben. Für die Bestimmung der Effizienz des Wärmetauschers ist der Wärmedurchgangskoeffizient (k -Wert) des Koaxialabsorbers ausschlaggebend. Für den k -Wert wiederum ist die Kenntnis der Wärmeübergangskoeffizienten α_i bzw. α_a essentiell, wie aus den folgenden Formeln zur Bestimmung dieser Größen ersichtlich ist. Für ein Koaxialrohr gilt nach [64]:

$$k = \frac{I}{\frac{I}{\alpha_i} \cdot \frac{A_a}{A_i} + \frac{s}{\lambda} \cdot \frac{A_a}{A_m} + \frac{I}{\alpha_a}} \quad (6.3)$$

Durch die Quotienten A_a/A_i und A_a/A_m wird die Korrektur der Flächen für den Wärmestrom durch ein Koaxialrohr durchgeführt. A_m ist die sogenannte mittlere Fläche eines Koaxialrohres, durch die der Wärmestrom hindurchtritt, definiert durch:

$$A_m = \frac{A_a - A_i}{\ln \frac{A_a}{A_i}} \quad (6.4)$$

A_a [m²] ist der mittlere Querschnitt des äußeren Rohres, A_i ist der mittlere Querschnitt des inneren Rohres, s ist die Wandstärke des inneren Rohres, $\lambda = 15$ W/(mK) ist die spezifische Wärmeleitfähigkeit des Rohrmaterials (V2A-Stahl), α_i [W/(m²K)] ist der Wärmeübergangskoeffizient des Fluids im inneren Bereich und α_a ist der des Fluids im äußeren Bereich des Rohres. Die jeweiligen Wärmeübergangskoeffizienten ergeben sich aus den für die laminare Strömungsform spezifischen Nusseltzahlen $Nu_{i,a}$, die als dimensionslose Wärmeübergangskoeffizienten anzusehen sind, für ein Koaxialrohr nach [61]:

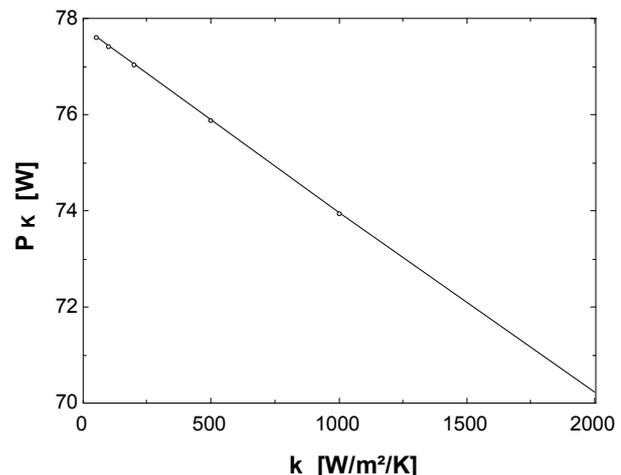
$$\alpha_{i,a} = \frac{Nu_{i,a} \cdot \lambda_{i,a}}{d_{hi,a}} \quad (6.5)$$

$\lambda_{i,a} = 0,116 \text{ W/(m K)}$, bzw. $0,112 \text{ W/(m K)}$ sind die spezifischen Wärmeleitfähigkeiten des innen bzw. außen strömenden Fluids, wobei für diese Rechnung die Temperatur des innen kühler einströmenden Fluids bei 250 °C und die des außen heiß ausströmenden bei 300 °C liegt. $d_{hi,a}$ ist der hydraulische Durchmesser des inneren bzw. äußeren Rohres. Die Nusseltzahl eines laminar durchströmten Koaxialrohres wird bestimmt mit der Korrelation [61]:

$$Nu_{i,a} = [49,028 + 4,173 \cdot Re_{i,a} \cdot Pr_{i,a} \frac{d_{hi,a}}{l}]^{0,333} \quad (6.6)$$

$Pr_{i,a}$ ist die Prandtlzahl des innen bzw. außen strömenden Fluids und l ist die Länge des Rohres. Es ergeben sich für die Werte $Nu_i = 4,700$ und für $Nu_a = 5,177$. So ergibt sich für $\alpha_i = 90,867 \text{ W/(m}^2\text{K)}$ und für $\alpha_a = 144,956 \text{ W/(m}^2\text{K)}$. Somit beträgt der Wärmedurchgangskoeffizient $k = 26,691 \text{ W/m}^2\text{K}$. Abbildung 6.1 zeigt die Abhängigkeit der absoluten Kollektorleistung vom k -Wert. Man erkennt, dass bei einem derart geringen k -Wert keine Wirkungsgradeinbuße zu befürchten ist.

Abb. 6.1 Einfluss des k -Wertes auf die Kollektorleistung P_K



6.3 Entwicklung eines geeigneten Gehäuses

6.3.1 Wärmeleitung durch die anschließenden Rohrleitungen

Um bei Fluidtemperaturen von etwa 300 °C hohe Kollektorleistungen erzielen zu können, ist auf eine möglichst geringe Wärmeleitung der einzelnen Materialien, die mit den heißen Rohrleitungen im evakuierten Bereich verbunden sind, zu achten. Auch die heißen Rohrleitungen innerhalb des evakuierten Bereiches dürfen nur über eine geringe Wärmeleitfähigkeit verfügen. Ansonsten würde der gute Wirkungsgrad des evakuierten Kollektors bei hohen Temperaturen zunichte gemacht werden. Aus diesem Grund wird eine Abschätzung der Wärmeleitungsverluste entlang der Edelstahlrohre am Kollektoraustritt durchgeführt. Hierzu ist zunächst der für die Wärmeleitung maßgebliche Rohrquerschnitt zu berechnen. Der Rohraußendurchmesser \varnothing_A beträgt $6,0 \cdot 10^{-3} \text{ m}$, der Rohrrinnendurchmesser \varnothing_I $5,0 \cdot 10^{-3} \text{ m}$. Somit gilt für den Querschnitt innerhalb des Rohres:

$$A_I = (\varnothing_I / 2)^2 \cdot \pi = 1,96 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2 \quad (6.7)$$

Der Gesamtquerschnitt A beträgt

$$A = (\varnothing_A/2)^2 \cdot \pi = 2,8 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2 \quad (6.8)$$

Somit ergibt sich für den wärmeleitenden Rohrquerschnitt A_{V2A} ein Wert von $A_{V2A} = A - A_I = 0,84 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2$. Wie beim Innenrohr des Koaxialabsorbers beträgt die spezifische Wärmeleitfähigkeit des Rohrmaterials (V2A-Stahl) $\lambda(20 \text{ °C}) = 15,0 \text{ W/(mK)}$. Der durch Wärmeleitung verursachte Wärmestrom bzw. -verlust berechnet sich nun bei einer angenommenen Länge L der Rohre von 0,3 m wie beim geplanten Prototyp und bei einer maximalen Temperaturdifferenz ΔT zwischen der inneren und äußeren Rohrwand von 280 K zu

$$\dot{Q} = A \cdot \Delta T \cdot \lambda / L = 0,1 \text{ W}. \quad (6.9)$$

Bei einer Kollektorleistung von 60 W bei einer Betriebstemperatur von 300 °C kann dieser Verlust also vernachlässigt werden.

6.3.2 Wärmeleitung durch das anschließende Gehäuse

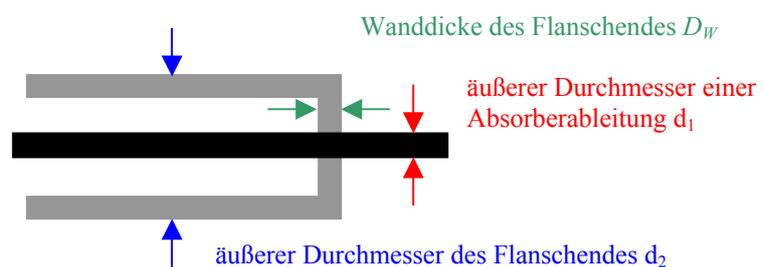
Am Ende des evakuierten Bereiches durch den Vakuumflansch werden die fluiddurchströmten Rohre nach außen geführt. Dort befindet sich ein Deckel aus Edelstahl (V2A) von 2 mm Stärke. Edelstahl hat zwar im Gegensatz zu Kupfer ($\lambda \approx 384,0 \text{ W/(mK)}$) mit $\lambda = 15,0 \text{ W/(mK)}$ eine verhältnismäßig geringe spezifische Wärmeleitfähigkeit λ , dennoch ist bei großen Querschnitten die wärmeleitende Fläche so groß, dass auch bei der Konstruktion des Flanschendes Abschätzungen durchgeführt werden müssen.

Für den Wärmestrom \dot{Q} durch eine Zylinderwand gilt nach [61]:

$$\dot{Q} = \frac{2 \cdot \pi \cdot D_W \cdot \Delta T}{\frac{1}{\lambda} \cdot \ln \frac{d_2}{d_1}} \quad (6.10)$$

D_W ist die Wanddicke des Flanschendes und beträgt $2,0 \cdot 10^{-3} \text{ m}$, d_2 ist der äußere Durchmesser des Flanschendes, der 0,045 m beträgt, d_1 ist der äußere Durchmesser einer Absorberableitung, der $3,0 \cdot 10^{-3} \text{ m}$ groß ist, λ ist die spezifische Wärmeleitfähigkeit des Edelstahls und $\Delta T = 280 \text{ K}$ ist die maximale Temperaturdifferenz zwischen d_1 und d_2 . Somit beträgt der Wärmestrom pro Absorberrohr 19,5 W. Dieser Wert ist so hoch, dass die Gefahr einer Aufheizung des Flansches und damit verbundener Wärmestrahlung auf die innerhalb des Flansches liegenden Absorberableitungen besteht, sodass aus diesem Grund an den Leitungsdurchführungen die Wände scheibenförmig abgetragen wurden, um an diesen Stellen die Wanddicke auf $D_W = 1,0 \cdot 10^{-3} \text{ m}$ zu reduzieren. Zusätzlich wurde die Geometrie des Flanschendes verändert: das Flanschende wurde verlängert und sein äußerer Durchmesser vergrößert. Näheres hierzu in Kapitel 7.2.

Abb. 6.2 stark vereinfachte Darstellung der Geometrie einer Absorberableitung (schwarz) und des abschließenden Gehäuses (Flanschende, grau eingezeichnet), Skizze nicht maßstabsgetreu



7 Experimente

Nach der Erklärung des Prinzips dynamischer Messungen und der Vorstellung der einzelnen Messgeräte sowie deren Einsatzweise werden die einzelnen Messaufbauten vorgestellt. Mit diesen soll das optische und thermische Verhalten der Kollektoren bestimmt werden. Die Experimente sollen zum einen die Modellierung bestätigen, zum anderen Aufschluss über das Potenzial der Kollektoren geben und eventuelle Realisierungsproblematiken aufzeigen. Die in diesem Kapitel beschriebenen Messungen des optischen Wirkungsgrades verlaufen stets stationär, die thermischen dynamisch (s. u.).

7.1 Prinzip der dynamischen Vermessung

Im Gegensatz zu stationären Messungen und den damit verbundenen, für die Auswertung notwendigen stationären Kollektormodellen benötigen dynamische Messungen eine dynamische Modellierung mit den in Kap. 5 beschriebenen Kollektormodellen. Bei dieser Art der Simulation werden die Kollektorausgangsgrößen für einen beliebigen zeitlichen Verlauf der Eingangsgrößen wiedergegeben. So ist eine Simulation des realen Betriebs im Freien möglich. Ein dynamisches Auswertverfahren der Daten aus Experimenten im Freien mit variierender Einstrahlung hat folgende Vorteile [65]:

- variable Einstrahlung ist vorteilhaft für die Auswertung unter Verwendung zeitabhängiger Systemmodelle, da so Systemparameter wie die effektive Kollektorkapazität bestimmt werden können (siehe Formel 5.1)
- erhebliche Reduktion des experimentellen Aufwands und Verkürzung der Messzeiten
- Langzeitvorhersagen zum Kollektorertrag mit Hilfe einer dynamischen Modellierung möglich
- relativ große Unabhängigkeit von Wetterbedingungen bei den Experimenten

Mit einer zentralen Messdatenerfassung werden Wetterdaten parallel in annähernd äquidistanten Zeitabschnitten aufgenommen. Folgende Geräte und Messgrößen sind zur Leistungsbestimmung und Simulation erforderlich (Tab. 7.1):

Gerät	Messgröße	Bemerkung
Pyrheliometer, zweiachsig nachgeführt	direkte Bestrahlungsstärke	Exakte Kenntnis der Solarstrahlung essentiell bei konzentrierenden Kollektoren
Pyranometer in Kollektoraperturebene des nicht-nachgeführten Kollektors	Globale (direkte und diffuse) Bestrahlungsstärke	Wirkungsgrad wird häufig auf diese Größe bezogen
Pyranometer, horizontal	„	wichtig für Berechnung der diffusen Bestrahlungsstärke
Coriolis-Massendurchflussmessgerät	Massenstrom	geht direkt in die Formel für die Kollektorleistung mit ein, im Gegensatz zur Volumenmessung weitgehende Unabhängigkeit von Fluidtemperaturen im Sekundärkreislauf
Speziell angefertigte Temperaturfühler B 1/3 PT-100 (nach DIN IEC 751) mit $1,0 \cdot 10^{-3}$ m Durchmesser und 0,300 m lang	Kollektorein- und -auslauftemperaturen	schlechte Wärmeleitfähigkeit der sehr dünnen PT-100 vorteilhaft, Messung wegen langer Fühler innerhalb des evakuierten Bereiches möglich
mehrere Temperaturfühler vom Typ PT-100	Außentemperaturen	werden belüftet für reale Messung der Umgebungstemperatur
Manometer	Luftdruck innerhalb der Röhre	Überprüfung des Vakuums

Tab. 7.1 zur Leistungsbestimmung benötigte Geräte und Messgrößen

7.2 Messaufbau für den nachgeführten Kollektor

7.2.1 Thermische Bestimmung des optischen Wirkungsgrades

Im Rahmen dieser Arbeit wurde der in Kapitel 3 vorgestellte Röhrenkollektor mit integriertem und magnetisch nachgeführtem Spiegel für Betriebstemperaturen bis 300 °C und möglichst hohem thermischen Wirkungsgrad entwickelt.

Der Messaufbau zur thermischen Bestimmung des optischen Wirkungsgrades, d. h. Messungen bei Fluidtemperaturen nahe der Umgebungstemperatur, bei denen die thermischen Verluste so gering sind, dass sie vernachlässigt werden können, ist wie in Abb. 7.1 dargestellt, aufgebaut.

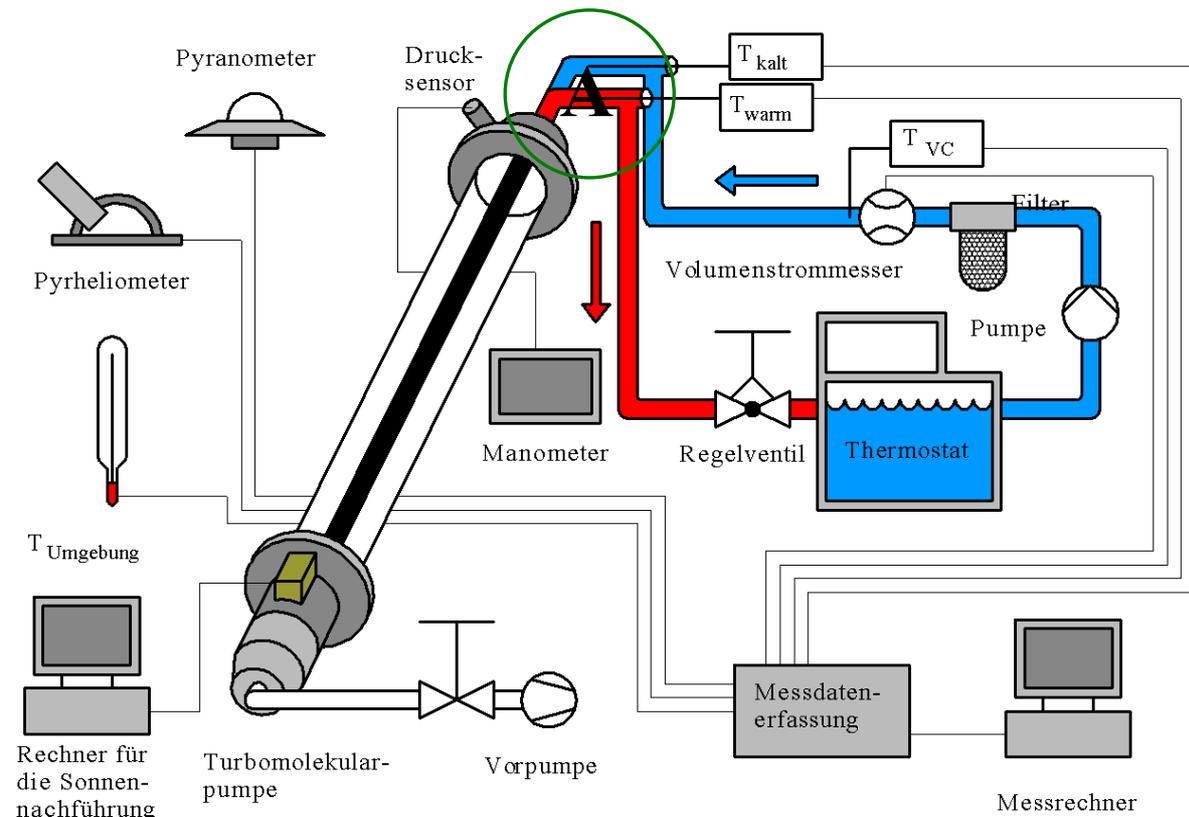


Abb. 7.1 Messaufbau zur thermischen Bestimmung des optischen Wirkungsgrades (Skizze nach Z. Hacker)

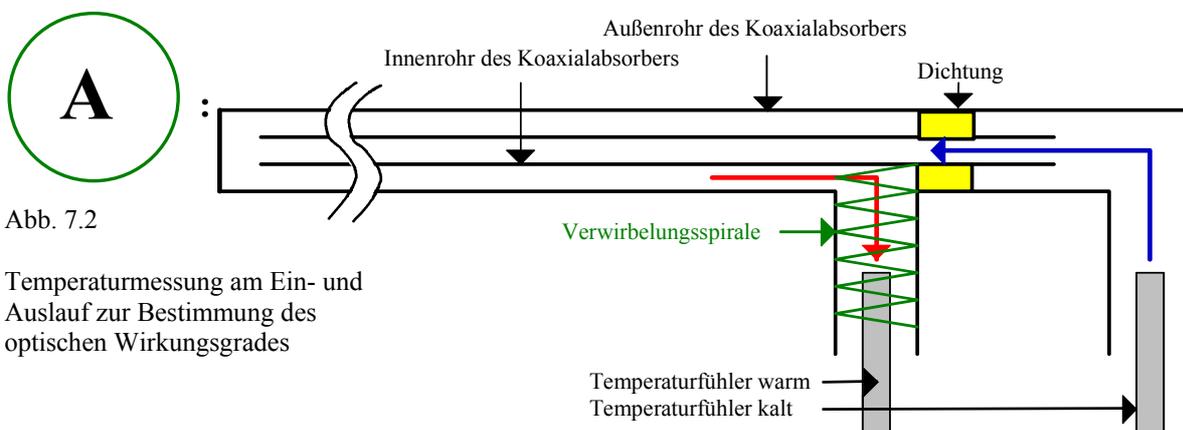


Abb. 7.2

Temperaturmessung am Ein- und Auslauf zur Bestimmung des optischen Wirkungsgrades

Mittels kalibrierter (siehe Anhang A. I), in Vierleitertechnik angeschlossener PT-100-Fühler werden Temperaturdifferenzen zwischen Ein- und Auslauf des Kollektors gemessen. Zunächst erfolgte diese Messung nach einem in Abb. 7.2 dargestellten, einfachen Prinzip, welches für Messungen nahe der Umgebungstemperatur ausreichend ist. Die Temperaturmessung erfolgte außerhalb des evakuierten Bereiches und die Rohre des Kollektorein- und -auslaufs wurden lediglich mit einem Isoliermaterial aus Mineralwolle gegeneinander und gegen die Umgebung wärmeisoliert, da man thermische Verluste bei Messungen nahe der Umgebungstemperatur vernachlässigen kann. Ein Volumenstrommessgerät befindet sich direkt vor dem Kollektoreinlauf hinter einem Wasserfilter und der Umwälzpumpe. Beim Austritt aus dem Kollektor werden Temperaturstrahlen durch Einbauten abgebaut. Anschließend wird das Fluid nach der manuellen Volumenstromregelung mittels eines einfachen Badthermostaten, der den Wärmenutzer simuliert, wieder auf Umgebungstemperatur abgekühlt. Mit der Turbo-Molekularpumpe, welche sich nach Evakuierung mittels Vorpumpe einsetzen lässt, kann ein Hochvakuum von 7,0 pbar erzeugt werden (siehe hierzu Kap. 3.2). Die weiteren eingezeichneten Messgeräte wurden bereits in Kapitel 7.1 vorgestellt.

Die Nachführung des Kollektors [Konstruktionszeichnung im Anhang] erfolgt mittels eines PC über ein Sonnenstandberechnungsprogramm. Dieses berechnet automatisch für den jeweiligen Standort und Zeitpunkt den Sonneneinfallswinkel und erlaubt beliebige Anstellwinkel. Es wurde die polare Aufstellung gewählt, da aufgrund dieser Aufstellung des Kollektors (Aufstellung in Nord-Südrichtung mit einem Anstellwinkel, der dem Breitengrad entspricht) die Drehachse des nachgeführten Reflektors genau parallel zur Erdachse ist, wodurch der axiale Einfallswinkels über den gesamten Tag hinweg konstant ist. Dieser axiale Einfallswinkel entspricht exakt der Deklination des jeweiligen Tages, somit also maximal $23,5^\circ$. Bei dieser Aufstellung wird der Reflektor um $15^\circ/\text{h}$ nachgeführt: Das Sonnenstandberechnungsprogramm berechnet einen zur Sonne zeigenden Vektor, welcher in einen Rotationswinkel des Reflektors übersetzt wird, und sendet diesen anschließend über eine serielle Schnittstelle an die Leistungselektronik, welche den Schrittmotor ansteuert. Auf diese Weise sind wohldefinierte einzelne Schritte möglich, jedoch wird zur genauen Positionierung der Reflektorrinne zusätzlich eine Lichtschranke benötigt, um nach der Inbetriebnahme die Nullposition finden zu können. Die Nachführung des Reflektors (siehe Abb. 7.3) ermöglicht eine gezielte Verschattung des Absorbers, sodass hierdurch Stillstandsprobleme, d. h. Überhitzungsprobleme, während der Kollektorkreislauf abgeschaltet ist, verhindert werden können. Zusätzlich wird der Reflektor ausgewuchtet: so müssen lediglich Reibungskräfte der Kugellager und die Massenträgheit der Anordnung überwunden werden. Auf die genaue Steuerung der Nachführung wird in Kapitel 7.4 näher eingegangen.

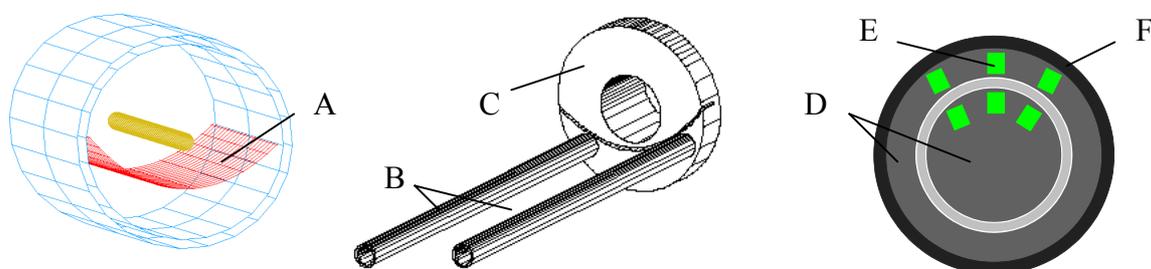


Abb. 7.3 Realisierung des magnetischen Nachführmechanismus. Die Reflektorrinne A (rot) befindet sich auf den in der mittleren Zeichnung dargestellten Rohren (B) und ist in das mit den Rohren verbundene Endstück C zur Stabilisierung hineingeschoben. Dieses Endstück entspricht wiederum dem inneren dunkelgrauen Bereich D in der rechten Zeichnung. Grün sind die Magnete E in dem Endstück, wie auch in den Bereichen des durch den Schrittmotor bewegten mit Magneten versehenen Zahnrades F außerhalb des Endstücks angedeutet (schwarzer Bereich ganz rechts).

Die Absorberhalterung wurde mit dem geringst möglichen Materialaufwand, insbesondere in Absorbernähe, mit einem schlecht wärmeleitenden Material (V2A-Edelstahl) realisiert, sodass durch Wärmeleitung maximal, d. h. bei Absorbertemperaturen um die 300 °C, 0,8 % der Kollektorleistung verloren gehen.

7.2.1 Thermische Vermessung zur Parameteridentifikation

Für die Messungen bei Fluidtemperaturen von 300 °C musste die Bestimmung der Temperaturdifferenz zwischen Ein- und Austritt modifiziert werden. Außerdem wurde der komplette Aufbau an die hohen Temperaturen angepasst. Die Messung der Ein- und Austrittstemperatur zur Bestimmung der thermischen Leistung soll im evakuierten Bereich stattfinden, was aufgrund kleiner Abmessungen des Koaxialabsorbers eine besonders akkurate Fertigung erfordert. Zudem wurden sehr hochwertige Materialien verwendet. So wurde eine entspiegelte, besonders dünne Glasröhre eingesetzt und der Absorber wurde mit einer selektiven CER-MET-Beschichtung (siehe hierzu Kapitel 2.3.2) versehen. Zudem wurde das in Abb. A.1 dargestellte Gehäuse komplett überarbeitet, da für Fluidtemperaturen von 300 °C die Verluste durch Wärmeleitung durch das ursprüngliche Gehäuse mit 19,7 W, d. h. mehr als 20 % der zu erwartenden Kollektorleistung abgeschätzt wurden (siehe hierzu Kap. 6.3). Zudem macht das einfache, in Abb. 7.2 dargestellte Prinzip eine Temperaturmessung bei hohen Temperaturen unmöglich, da außerhalb des evakuierten Bereiches erhebliche Wärmeverluste durch Konvektion, wie auch durch Wärmeleitung über die anfangs verwendeten PT-100-Temperaturfühler mit größerem Durchmesser auftreten. Auch verlängert jenes einfache Prinzip die Strecke, an der Wärme vom aus- an das eintretende Fluid übertragen wird. So wurde die in Abb. 7.4 dargestellte Modifikation der Temperaturmessung durchgeführt, wobei auf folgende Aspekte geachtet wird:

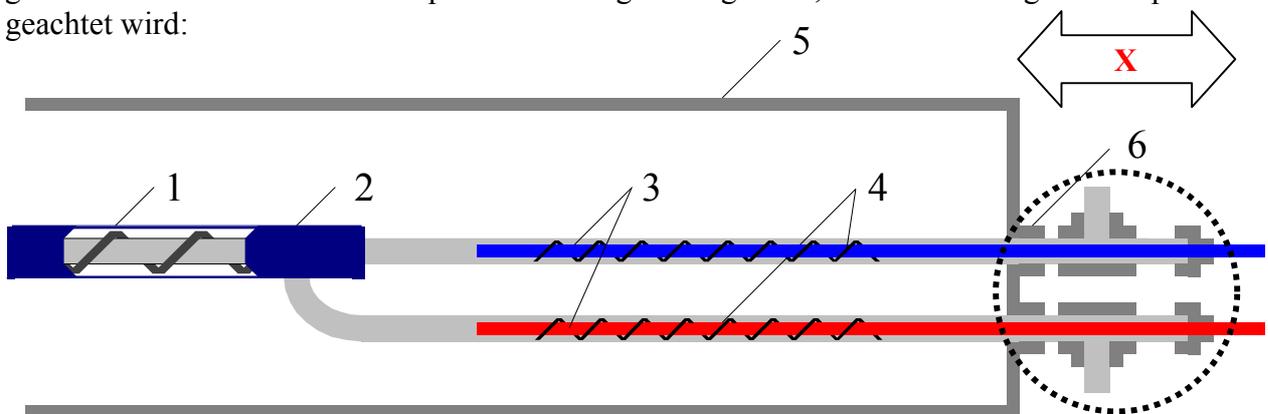


Abb. 7.4 Prinzip der überarbeiteten Temperaturmessung; 1: Kupferdraht zur Zentrierung des Innenrohrs, 2: Außenrohr des Koaxialabsorbers, 3: PT-100 Temperaturfühler, 4: Drahtspiralen zur Verwirbelung, 5: Endstück des Edelstahlflansches, 6: modifizierte, eingeschweißte Swagelok-Verschraubung, X: Strecke

Der Bereich in dem gestrichelt eingezeichneten Kreis soll demontierbar sein, was durch eingeschweißte Verschraubungen gewährleistet wird. Für diese Verschraubungen wurde ein schlecht wärmeleitendes Material ausgewählt. Zusätzlich wurde an den kritischen, direkt an die durchströmten Rohre angrenzenden Bereichen Material so weit wie möglich abgetragen, um Wärmeleitungsverluste zu minimieren und um ein Aufheizen des Flansches zu verhindern (siehe hierzu auch Kap. 6.3.2). Die als X bezeichnete Strecke sollte möglichst kurz sein, damit die dünnen PT-100 Temperaturfühler ($\varnothing = 1,0 \cdot 10^{-3}$ m) über eine möglichst lange Strecke in den grau dargestellten evakuierten Bereich des speziell angefertigten Flansches eingebracht werden können. Das schlecht wärmeleitende Endstück des Flansches (V2A-Stahl) wurde aus den in Kap. 6.3.2 erläuterten Gründen um die Schweißverschraubungen herum auf eine Dicke

von $1,0 \cdot 10^{-3}$ m abgetragen. Aus Stabilitätsgründen konnte nicht der gesamte Flansch in dieser Dicke gefertigt werden.

Da neue Schweißverfahren zur Verbindung von Keramiken mit Metallen zur Verfügung stehen, wurden auch schlecht wärmeleitende Keramiken als an den Absorber grenzende Materialien herangezogen. Ein Einsatz dieser immerhin um den Faktor 10 schlechter wärmeleitenden Materialien gegenüber Edelstahl ist jedoch wegen der teuren Vakuum-Schweiß-Verfahren und Keramiken wirtschaftlich nicht akzeptabel.

Die Rohre am Ein- und Auslauf des Kollektors wurden entsprechend der Begründung vorheriger Kapitel mit möglichst geringem Durchmesser und möglichst geringer Wandstärke ausgeführt. Der Flansch selber ist zweigeteilt, sodass ein zügiges Austauschen der sich darin befindenden Absorberrohre und Reflektoren, je nach Kollektortyp, möglich ist. So können problemlos nachgeführte und nicht-nachgeführte Kollektortypen mit diesem Aufbau vermessen werden.

Kommerziell sind nur sehr teure Dichtungen für den Temperaturbereich bis 300 °C aus speziellen sogenannten Lava-Werkstoffen erhältlich, die den Anforderungen genügen und die die dünnen PT-100-Temperaturfühler und die Zuführungsrohre beim Ein- und Ausbau nicht zerstören, wie dies bei herkömmlichen Schneidringdichtungen aus Metall der Fall wäre. So wurden am ZAE Bayern speziell für diesen Hochtemperaturmessstand Dichtungen aus weichgeglühtem Kupfer hergestellt, welche sich als vakuum- und temperaturbeständig herausstellten, also für derartige Anwendungen bestens geeignet sind.

Vor dem Einlauf in den Kollektor wird das Fluid über eine speziell für diesen Versuchsstand konzipierte Heizung mit Wärmerückgewinnung (s. u.) gepumpt (siehe Abb. 7.5). Die Steuerung der Heizung ermöglicht das genaue Einstellen der gewünschten Einlauftemperatur. Nach dem Austritt aus dem Kollektor wird das Fluid durch Wärmerückgewinnung, durch einen weiteren Luftwärmetauscher und durch einen Haake-Badthermostaten abgekühlt. Abgesehen von der Messung der Ein- und Austrittstemperatur in den bzw. aus dem Kollektor, erfolgt die Messung des Massenstroms und das Pumpen des Fluids bei niedrigeren Temperaturen. Diese sind begrenzt durch die maximale Betriebstemperatur des Massendurchflussmessgerätes und der Ölpumpe. Im vorliegenden Fall beträgt sie aufgrund der Ölpumpe 160 °C . Die Regelung des Massenstroms erfolgt über die Drehzahl der Pumpe. Die Druckhaltung im Ausdehnungsgefäß sorgt dafür, dass ein maximaler Druck von 10 bar nicht überschritten wird.

7.3 Messaufbau für den nicht-nachgeführten Kollektor

7.3.1 Thermische Bestimmung des optischen Wirkungsgrades

Ein komplettes Modul des nicht-nachgeführten Kollektors wurde auf einem Solar Tracker optisch vermessen. Hierbei wurde ein Gitter axialer und transversaler Einfallswinkel durchgeführt. Diese Messung soll die mittels Strahlverfolgung erzielten Ergebnisse zum 3-dimensionalen Akzeptanzverhalten kompletter Kollektormodule unter zusätzlichem Einfluss der Albedo bestätigen und die Anwendbarkeit des Separationsansatzes (siehe Kapitel 5.2) überprüfen. Zum anderen können die so gewonnenen IAM-Werte in Kombination mit dem Separationsansatz zur thermischen Simulation in TRNSYS eingelesen werden. Der Versuchsstand des kompletten Kollektormoduls entspricht im Wesentlichen dem in Abb. 7.1. Vermessen wurde ein kommerzieller Kollektor (Typ VAC 2005, Solel, Israel), welcher sich auf einem Solar Tracker mit einstellbaren axialen und transversalen Einfallswinkeln befindet. Das getestete Kollektormodul besteht aus fünf parallelen, seriell durchströmten, evakuierten Röhren, ist

225,00 cm lang, 70,80 cm breit, 19,20 cm hoch und verfügt über eine Aperturfläche von 1,10 m². Der Sammler ist mit Steinwolle isoliert und besteht im Gegensatz zu den Absorberrohren (siehe Kap. 6.1) komplett aus Edelstahl.

7.3.2 Thermische Vermessung zur Parameteridentifikation

Auf die gleiche Weise wie der Röhrenkollektor mit nachgeführtem, internen Spiegel (siehe Abb. 7.5) wurde eine einzelne Röhre des nicht-nachgeführten Kollektors mit u-förmigem Absorber vermessen. Im Gegensatz zum nachgeführten Kollektor entspricht in diesem Fall der axiale Einfallswinkel nicht mehr exakt der Deklination, sondern ändert sich stark, wie in Abb. 7.6 zu erkennen ist. Zudem musste ein Gehäuse speziell für diese Röhre angefertigt werden, da im Gegensatz zu dem Röhrenkollektor mit intern nachgeführtem Spiegel, welcher ja eine gezielte Verschattung des Absorbers ermöglicht, Stillstandsprobleme, d.h. Probleme während des abgeschalteten Kollektorkreislaufs, oder wenn kein Wärmeabnehmer vorhanden ist, auftreten können.

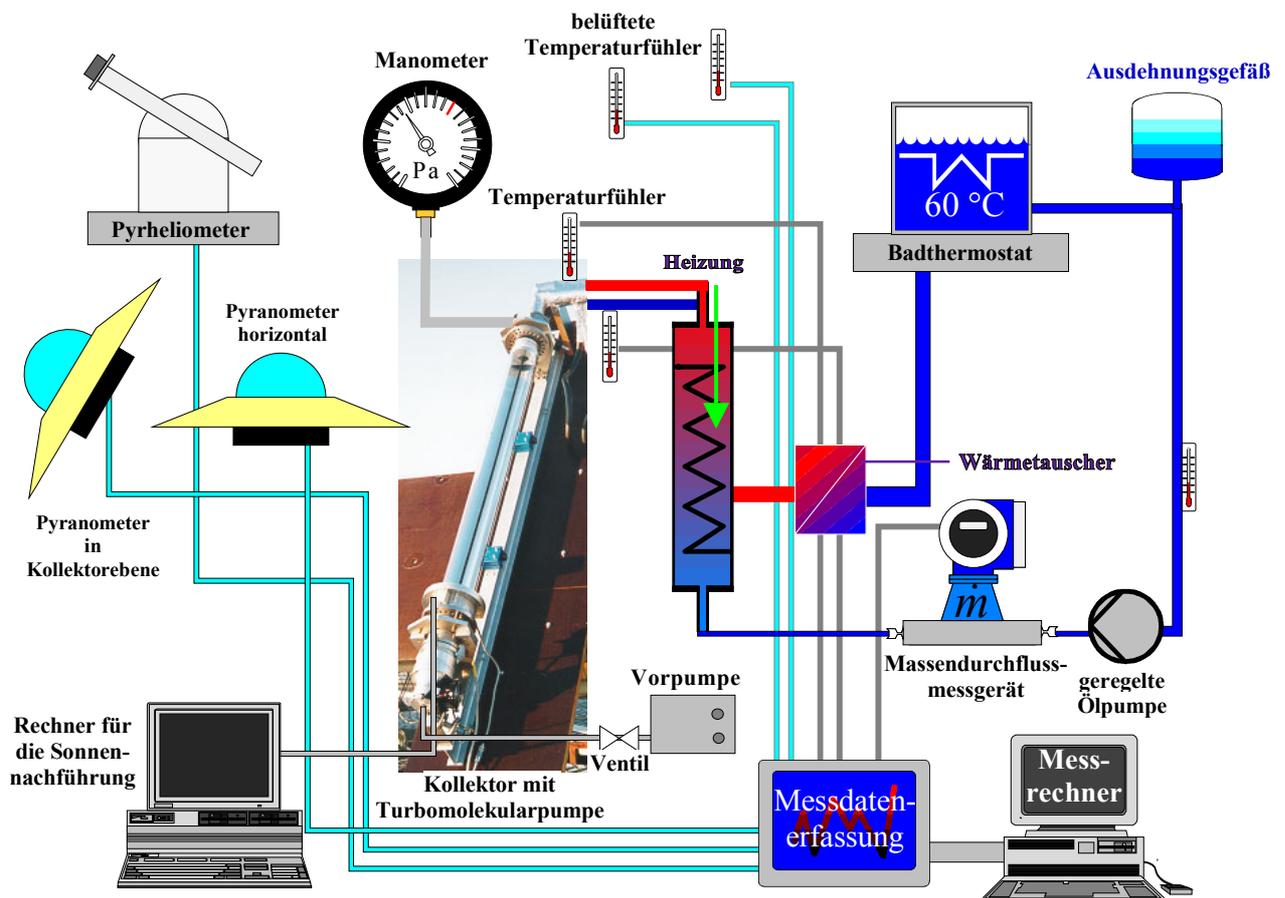


Abb. 7.5 Hochtemperaturmessstand zur Vermessung des evakuierten Röhrenkollektors mit intern nachgeführtem Reflektor und des nicht-nachgeführten Röhrenkollektors mit u-förmigem Absorber

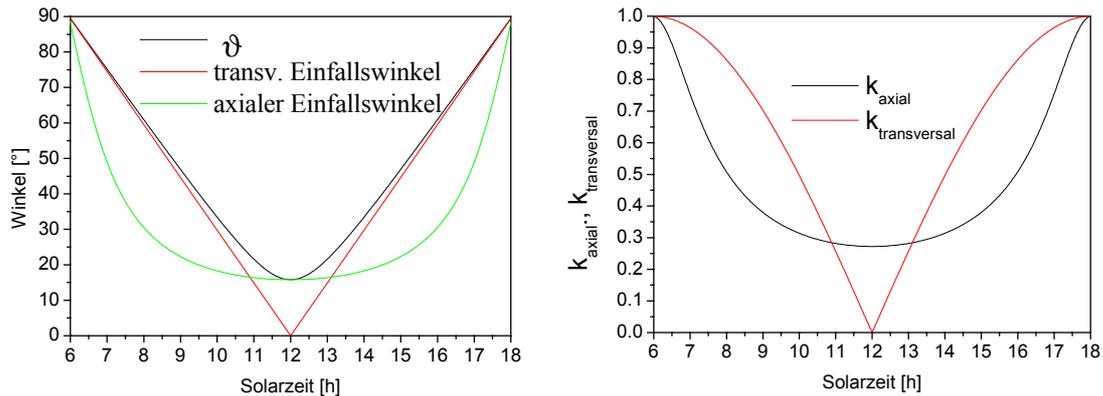


Abb. 7.6 Einfallswinkel, bzw. k_{axial} und $k_{transversal}$ (siehe auch Abb. 2.1) für die Aperturfläche eines nicht-nachgeführten, in Nord-Südrichtung polar aufgestellten Kollektors für den Tag Nr. 130 in Garching bei München

7.4 Fotografische Messungen

Die Akzeptanzhalbwinkel des nachgeführten und des nicht-nachgeführten Röhrenkollektors mit u-förmigem Absorber wurden auch fotografisch ermittelt. Hierbei wurde wie folgt vorgegangen:

Der Schrittmotor des nachgeführten Prototyps führt 200 diskrete Schritte pro Umdrehung aus. Wie in Kap. 7.2.1 beschrieben, wird der Reflektor über Magnetkopplung mittels eines Zahnrades nachgeführt, welches wiederum vom Schrittmotor im Verhältnis 6 zu 1 angetrieben wird. Eine Vollumdrehung des Reflektors entspricht also 1200 Schritten zu jeweils $0,3^\circ$. Zur Zeit des Sonnenhöchststandes wird mittels eines Lotes, dessen Schatten exakt in Nord-Südrichtung zeigt, ein Fernrohr so justiert, dass es genau auf die Mittelachse des Kollektors gerichtet ist. Befindet man sich innerhalb des Akzeptanzwinkels, so wird der Absorber im Reflektor abgebildet und dieser erscheint schwarz. Wird der Reflektor nun schrittweise gedreht, so kann der Akzeptanzwinkel auch fotografisch, also beispielsweise mittels Teleobjektiv, bestimmt werden. Somit kann experimentell auf einfache Weise die erforderliche Nachführgenauigkeit bestimmt werden. In Abb. 7.7 ist der nachgeführte Kollektor aus verschiedenen Richtungen gesehen abgebildet: aus einer außerhalb und einer innerhalb des Akzeptanzbereiches.

Im Falle des nicht-nachgeführten Kollektors mit u-förmigem Absorber wurde ebenfalls mit einer Kamera mit Teleobjektiv der Akzeptanzhalbwinkel rein optisch bestimmt. Auch in diesem Fall wurde erst mittels eines Lotes auf die Achse einer einzelnen Röhre eines Kollektormoduls, welches weitgehend senkrecht an eine Wand lehndend aufgestellt war, fokussiert (Abb. 7.8). Wichtig war hierbei, stets nur auf ein und dieselbe Röhre zu fokussieren, um Winkelfehler zu vermeiden. In 5° -Schritten wurde in einem Winkelbereich von 0 bis 70° jeweils dreimal Mal fotografiert.

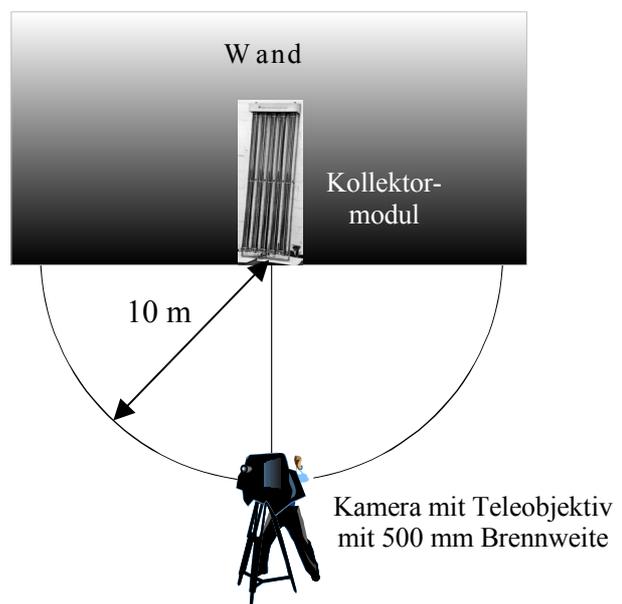
Die Auswertung erfolgt über ein Foto-Auswertungsprogramm Corel Photo Paint. 255 verschiedene Graustufen dienen in diesem Programm als Grundlage der Bestimmung der relativen Helligkeit eines Bildausschnitts.



Abb. 7.7 Evakuierter Röhrenkollektor mit intern nachgeführtem Reflektor einmal aus einer Richtung außerhalb des Akzeptanzbereiches betrachtet (links). Man erkennt, dass der Reflektor die helle Umgebung reflektiert. Rechts sieht man den den Absorber abbildenden Reflektor aus einer Richtung innerhalb des Akzeptanzbereiches.

Abb. 7.8

Aufbau zur optischen, fotografischen Vermessung des Akzeptanzbereiches des nicht-nachgeführten Kollektors mit u-förmigem Absorber



8 Experimentelle Ergebnisse

8.1 Bestimmung des optischen Verhaltens

8.1.1 Optik des nachgeführten Kollektors

Mit der in Kapitel 7.4 beschriebenen fotografischen Vermessung konnte eine vollständige Schwärzung des Reflektors bis hin zu transversalen Einfallswinkeln von $4,0^\circ$ nachgewiesen werden. Der Reflektor konnte auf zwei Rotationsschritten des Schrittmotors genau positioniert werden, so dass die Ausrichtungsunsicherheit des Reflektors $0,6^\circ$ beträgt (siehe Kapitel 7.4). Zwar ist der Akzeptanzhalbwinkel nach Kapitel 4.2 etwas größer, jedoch ist dieser definiert durch einen Winkel, der sich aufgrund von Spiegelfehlern innerhalb des Akzeptanzbereiches befindet, innerhalb dessen sich die Strahlungsakzeptanz um 90 % des Maximalwertes ändert (siehe Abb. 2.3, wobei beim abbildenden, parabelähnlichen Reflektor die Kurve flacher verläuft). Betrachtet man Abb. 4.2.d, so erkennt man, dass auch der mittels Strahlverfolgung ermittelte Wert für eine nahezu 100 %-ige Akzeptanz bei $5,1^\circ$ (entspricht dem \arcsin von k_{trans} bei $k_{axial} = 0^\circ$) liegt. Der optische Wirkungsgrad wurde mit dem Versuchstand aus Abb. 7.5 thermisch, d. h. durch die Messung des Massenstromes und dessen Temperatur, und stationär, d. h. bei konstanten Eingangsgrößen, bestimmt.

Man erkennt in Abb. 8.1 die ab 11 Uhr permanent vorhandene, schwach variierende direkte Bestrahlungsstärke eines klaren, nahezu wolkenfreien Tages (die globale Bestrahlungsstärke liegt deshalb unter der direkten, da sie auf einer horizontalen Fläche gemessen wird. Die direkte Bestrahlungsstärke hingegen wird nachgeführt gemessen, siehe hierzu Kapitel 7).

Das Messen an mehreren solchen klaren, wolkenfreien Tagen ermöglichte die Bestimmung eines Wirkungsgrades für normale Einstrahlung von $\eta_0 = 0,71$.

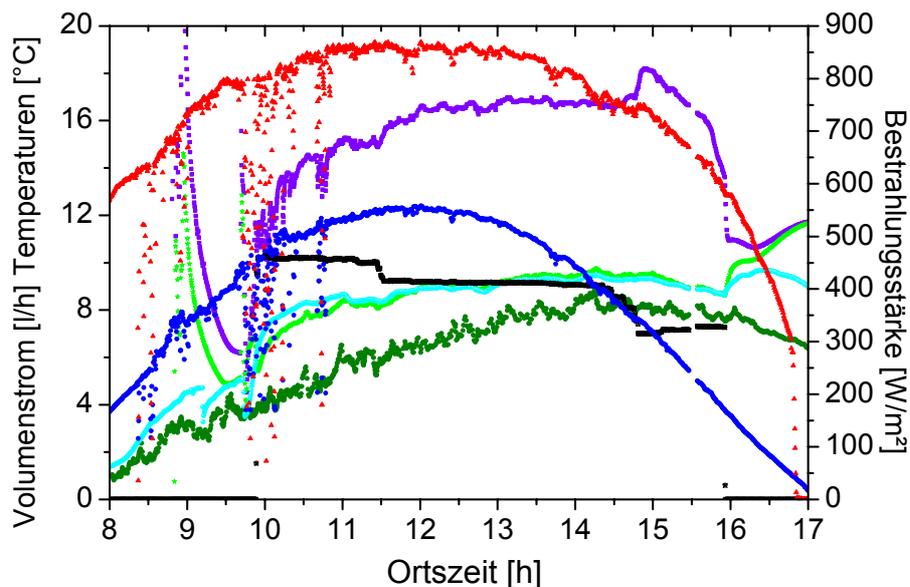


Abb. 8.1 Messungen am 18.10.1999, einem klaren, nahezu wolkenfreien Tag (rot: direkte Bestrahlungsstärke, blau: globale Bestrahlungsstärke, dunkelgrün: Umgebungstemperatur, hellgrün: Kollektoreintrittstemperatur, lila: Kollektoraustrittstemperatur, türkis: Temperatur am Volumenstromzähler, schwarz: Volumenstrom)

Dass dieser Wert von $\eta_0 = 0,71$ unter dem in Kap. 3.3 theoretisch vorausgesagten, maximal möglichen optischen Wirkungsgrad liegt, erklärt sich durch die Tatsache, dass der erste Prototyp über einen Absorber verfügte, der mit einfachem schwarzem Lack mit einem Absorptionsgrad von nur 0,92 beschichtet war. Zudem bestand die Glasabdeckung dieses Prototypen aus einer nicht-entspiegelten Röhre mit einer höheren Wanddicke (5,0 anstatt 2,8 mm) mit einem Transmissionsgrad von nur 0,90 und einem Reflektor mit einem Reflexionsgrad von nur 0,86. Multipliziert man diese drei Werte, so erhält man einen maximal möglichen optischen Wirkungsgrad von 0,71. So bestätigen die Ergebnisse die Theorie sehr gut.

8.1.2 Optik des nicht-nachgeführten Kollektors

Wie in Kapitel 7.4 erläutert, ergaben fotografische Messungen des Akzeptanzbereiches verschiedene durchschnittliche Helligkeitsstufen auf einer Skala von 1 bis 255. Ausgewählte Fotoausschnitte, die zur Auswertung mittels Helligkeitsanalyse herangezogen wurden, sind in Abb. 8.2 mit den dazu gehörenden transversalen Einfallswinkeln ($\Theta_L = 0$) dargestellt.

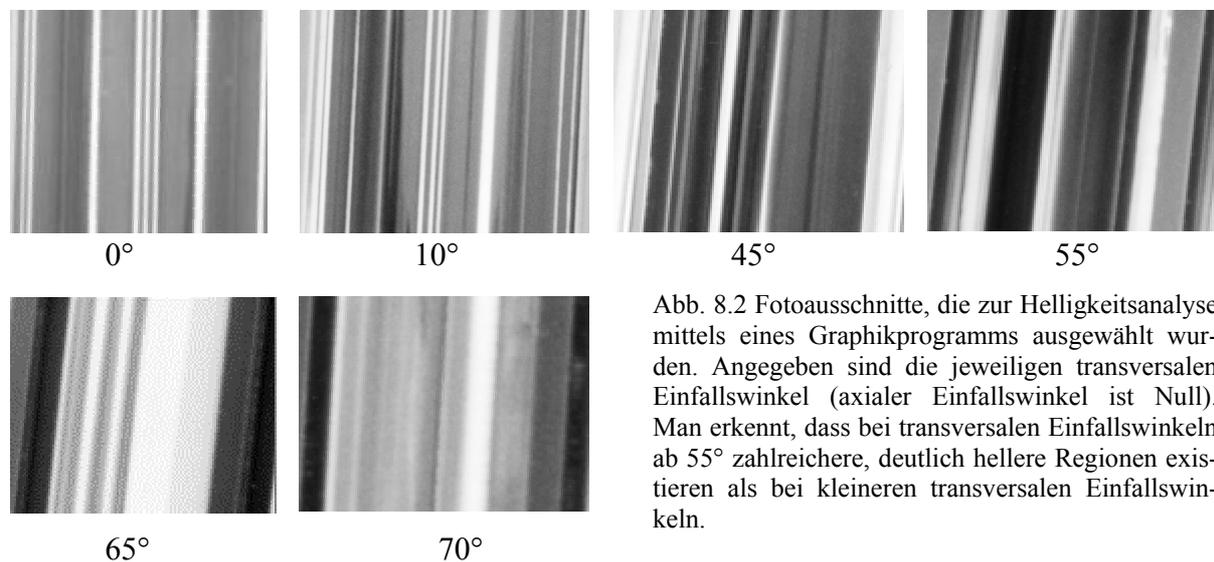


Abb. 8.2 Fotoausschnitte, die zur Helligkeitsanalyse mittels eines Graphikprogramms ausgewählt wurden. Angegeben sind die jeweiligen transversalen Einfallswinkel (axialer Einfallswinkel ist Null). Man erkennt, dass bei transversalen Einfallswinkeln ab 55° zahlreichere, deutlich hellere Regionen existieren als bei kleineren transversalen Einfallswinkeln.

Abb. 8.3 stellt die Resultate der Helligkeitsanalyse der einzelnen Ausschnitte dar. Trotz der großen Streuung der Messwerte sind deutliche Tendenzen zu erkennen: So erkennt man, dass der Akzeptanzhalbwinkel bei großen transversalen Einfallswinkeln, nämlich bei etwa 45° - 55° , liegen muss.

Die große Streuung der Helligkeitsanalyse von Abb. 8.3 machte jedoch eine zusätzliche optische Vermessung des Kollektormoduls auf einem Solartracker (Abb. 8.4 und 8.5) notwendig, auf welchem bei möglichst konstanten Einstrahlungsbedingungen die verschiedenen transversalen und axialen Einfallswinkel eingestellt werden können. Um die Güte des Reflektors zu analysieren, werden die axialen und transversalen IAM-Werte, bei welchen der jeweils andere transversale, bzw. axiale Einfallswinkel auf 0° eingestellt wird, einmal mittels Strahlverfolgung und einmal experimentell ermittelt (siehe Abb. 8.4). Aufgrund der in Kapitel 2.1.4 beschriebenen IAM-Definition werden Kosinusverluste herausgerechnet, sodass auf diese Weise u. a. Verluste durch Mehrfachreflexionen am Reflektor bei kleinen transversalen Einfallswinkeln unterhalb von 30° besonders gut sichtbar werden. Man erkennt, dass der Akzeptanzhalbwinkel tatsächlich bei etwa 45° liegt (vgl. Abb. 2.3). Um in drei Dimensionen Messung und Experiment zu vergleichen, bietet sich eine andere Darstellungsform an. Da sämtliche Strahlverfolgungsrechnungen aus den in Kapitel 2.1 erläuterten Gründen im k -Raum stattfanden, wird auch für den Vergleich der Ergebnisse dieser herangezogen. In Abb. 8.5 erkennt

man die gute Übereinstimmung zwischen Messung und Experiment, selbst bei großen Winkeln.

Abb. 8.3

Durchschnittliche Helligkeit der in Abb. 8.2 dargestellten und weiterer Fotoausschnitte als Funktion des transversalen Einfallswinkels θ_T (axialer Einfallswinkel ist Null).

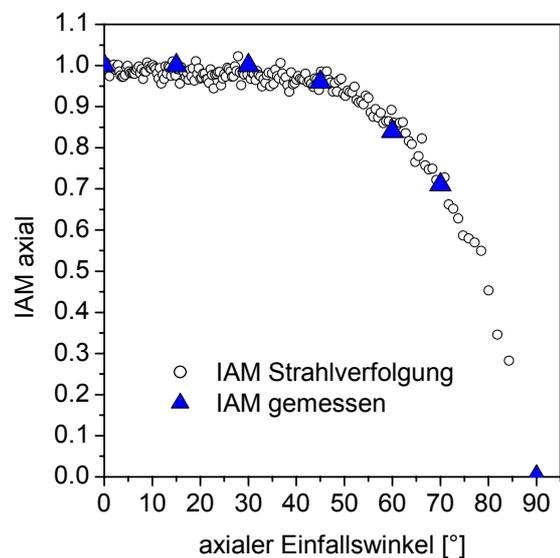
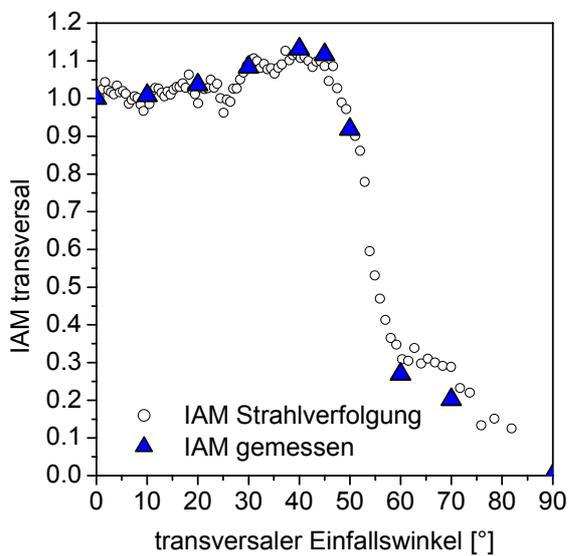
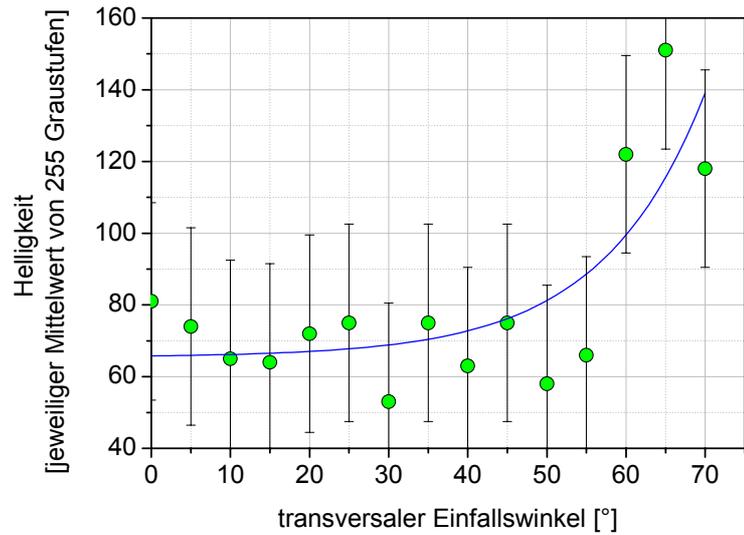
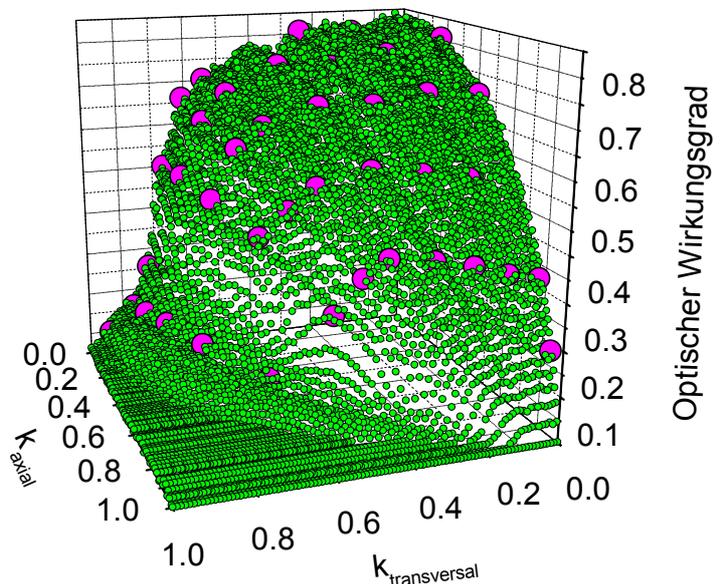


Abb. 8.4 gemessene und mittels Strahlverfolgung (40000 Strahlen) ermittelte IAM-Werte des nicht-nachgeführten Kollektors mit u-förmigem Absorber in transversaler Richtung (axialer Einfallswinkel ist Null) und in axialer Richtung (transversaler Einfallswinkel ist Null)

Abb. 8.5

3-dimensionale Darstellung des Vergleiches zwischen Messung und Experiment des nicht-nachgeführten Kollektors mit u-förmigem Absorber (Abb. 4.2.b); kleine Kreise: Strahlverfolgungsrechnung; große Kreise: Experiment



8.2 Bestimmung des thermischen Verhaltens

8.2.1 Thermisches Verhalten des nachgeführten Kollektors

Dynamische Vermessungen an mehreren Tagen ergaben die in den Abbildungen 8.6 bis 8.12 dargestellten Resultate. In diesen Darstellungen sind neben den gemessenen meteorologischen Daten und den Ein- und Austrittstemperaturen auch die gemessenen und mittels der in Kapitel 5.3 beschriebenen Modellierungen berechneten Leistungen zu erkennen. Die Differenzen dieser Leistungen sind in den Abbildungen 8.7.a bis 8.7.b als Absolutwerte und als Prozentwerte von den jeweiligen Messwerten dargestellt. Für das verwendete Modell, welches eine T^4 -Abhängigkeit der Verluste verwendet, um die Verluste korrekt zu modellieren, wurden mit Gleichung 8.1 die folgenden Parameter identifiziert. Gleichung 8.1 stellt die linke Seite der Differenzialgleichung des modifizierten MFC-Modells (klassisches MFC-Modell: siehe Gleichung 5.1) dar. Der sogenannte „S-Term“, in welchem die mittels Strahlerfolgung durchgeführte optische Modellierung kombiniert wird mit den gemessenen diffusen und direkten Bestrahlungsstärken, besteht aus den ersten beiden Produkten. Der nächste Term ist der modifizierte, für die Verluste maßgebliche Term mit ν_1 und ν_2 als den die Verluste beschreibenden Konstanten (vgl. hierzu Kap. 3.3 und Formel 3.4).

$$P_{Koll} = S - \text{Verluste} = \underbrace{\eta(k_{axial}, k_{transversal}) \cdot E_{Dir} + \eta_{Diff} \cdot E_{Diff}}_S - \underbrace{\left[1 + \nu_1 \left(\frac{T_{Abs} - 273 K}{100} \right) \right] \cdot \left[\left(\frac{T_{Abs}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{Umg}}{100} \right)^4 \right] \cdot \nu_2}_{\text{Verluste}} \quad (8.1)$$

Der optische Wirkungsgrad η_0 ($= \eta(k_{axial} = 0, k_{transversal} = 0)$) hinsichtlich direkter, normaler Einstrahlung ergab sich zu 0,74. Geht man bei der Modellierung davon aus, dass lediglich Strahlungsverluste existieren, so kann der Emissionsgrad $\varepsilon(T)$ des Absorbers identifiziert werden zu

$$\varepsilon(T) = \frac{\nu_2 \cdot \left(1 + \frac{\nu_1 \cdot (T_{Abs} - 273 K)}{100} \right)}{\sigma} \cdot 10^{-8} \quad (8.2)$$

mit σ als Stefan-Boltzmann-Konstante, $\nu_1 = 0,3950 \text{ K}^{-1}$ und $\nu_2 = 0,1171 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$. Der optische Wirkungsgrad für direkte, normale Einstrahlung η_0 konnte auf 0,6 % genau berechnet werden. Für die effektive Wärmekapazität C_{eff} des Kollektors ergab sich ein Wert von $1,68 \text{ kJm}^{-2}\text{K}^{-1}$. Die Verluste und die effektive Kollektorkapazität C_{eff} konnten bei Abend- bzw. Nachtmessungen, also auch ohne Einstrahlung, ermittelt werden. Der Fehler der Simulation von C_{eff} beträgt 2,1 % und der von ν_2 1,5 %. Die Simulationen des Kollektors mit integriertem, nachgeführten Reflektor wurden bis auf die in Abb. 8.12. a und b dargestellte Simulation mit einem optischen Wirkungsgrad für diffuse Einstrahlung η_{Diff} von 0,18 durchgeführt.

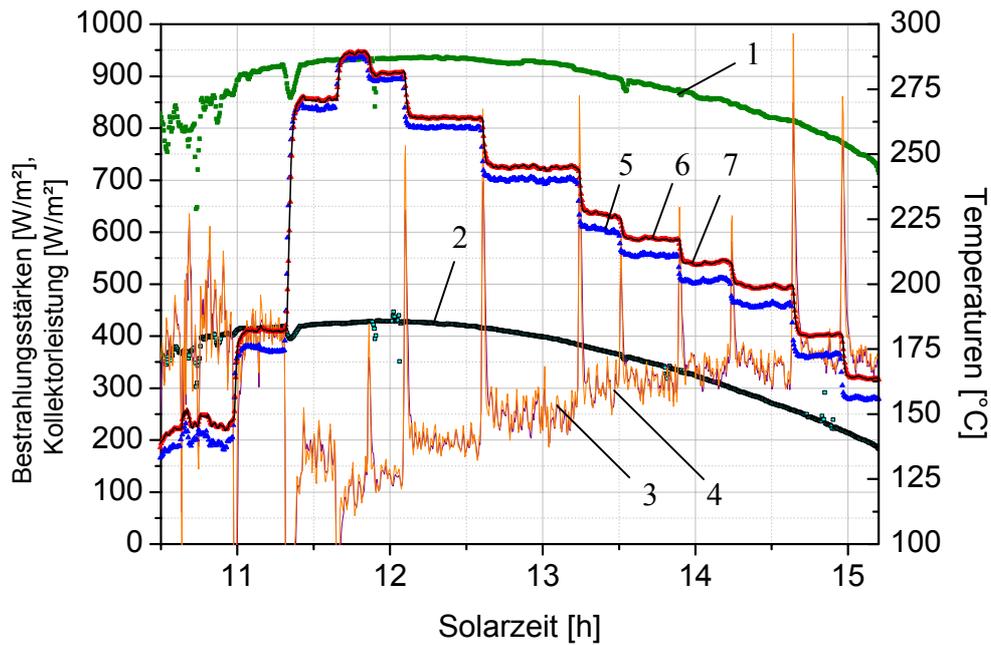


Abb. 8.6 Dynamische Vermessung des nachgeführten Kollektors an einem nahezu wolkenfreien Tag im Februar (grün (1): direkte Bestrahlungsstärke in Tischebene $[\text{W}/\text{m}^2]$, schwarz-blaue Punkte (2): globale Bestrahlungsstärke $[\text{W}/\text{m}^2]$, pink (3): simulierte Kollektorleistung $[\text{W}/\text{m}^2]$, orange (4): gemessene Kollektorleistung $[\text{W}/\text{m}^2]$, blau (5): Kollektoreintrittstemperatur $[\text{°C}]$, rot (6): gemessene Kollektoraustrittstemperatur $[\text{°C}]$, schwarz (7): simulierte Kollektoraustrittstemperatur $[\text{°C}]$)

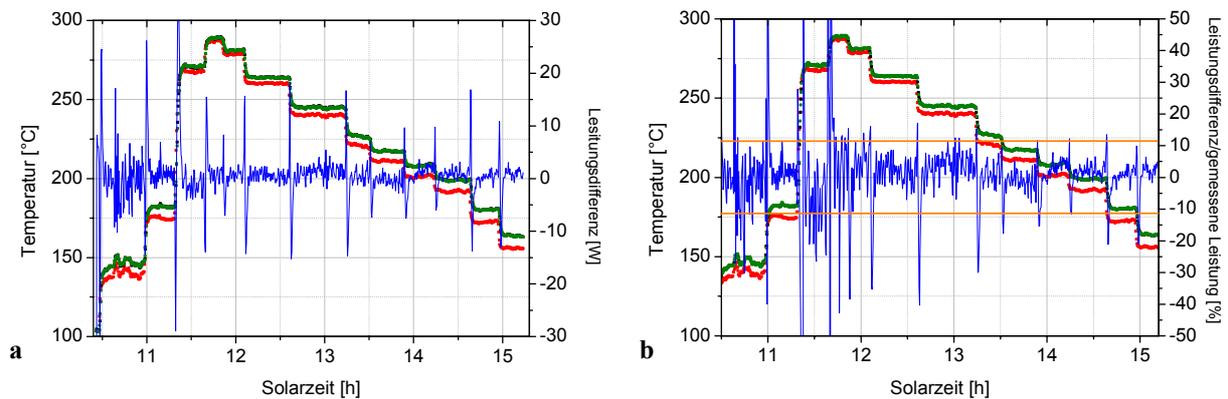


Abb. 8.7.a und b Abweichungen (blau) zwischen gemessener und berechneter Kollektorleistung absolut $[\text{W}]$ (a) und relativ $[\%]$ (b); (rot: Kollektoreintrittstemperatur $[\text{°C}]$, schwarz: gemessene Kollektoraustrittstemperatur $[\text{°C}]$, grün: simulierte Kollektoraustrittstemperatur $[\text{°C}]$, orange: Fehlergrenzen, siehe Fehlerrechnung im Anhang)

absolute Differenzwerte und Differenzwerte in Prozent vom jeweiligen Messwert zwischen gemessener und simulierter Leistung von der Messung des nachgeführten Kollektors im Februar 2002 (Abb. 8.6); die Peaks zwischen den einzelnen Zeitschritten rühren von der angenommenen, mittleren effektiven Kollektorkapazität her, welche nur eine Näherung der tatsächlichen, temperaturabhängigen Kollektorkapazität darstellt. Je kleiner die Kollektorkapazität ist, desto kleiner sind diese Abweichungen. Im MFC-Modell (siehe Kapitel 5.2) wird die Wärmekapazität durch die Berücksichtigung der Ausbreitungsgeschwindigkeit des Temperaturprofils am Kollektoreintritt, welches während des Durchgangs durch den Absorber seine Form beibehält, modelliert.

Abb. 8.8 dynamische Vermessung des nachgeführten Kollektors vom 06.03.2002, einem sehr diesigem Tag mit starker Variation der direkten Bestrahlungsstärke um die Mittagszeit zwischen 13.00 und 14.00 Uhr, Farben und Beschriftung siehe Abb. 8.6

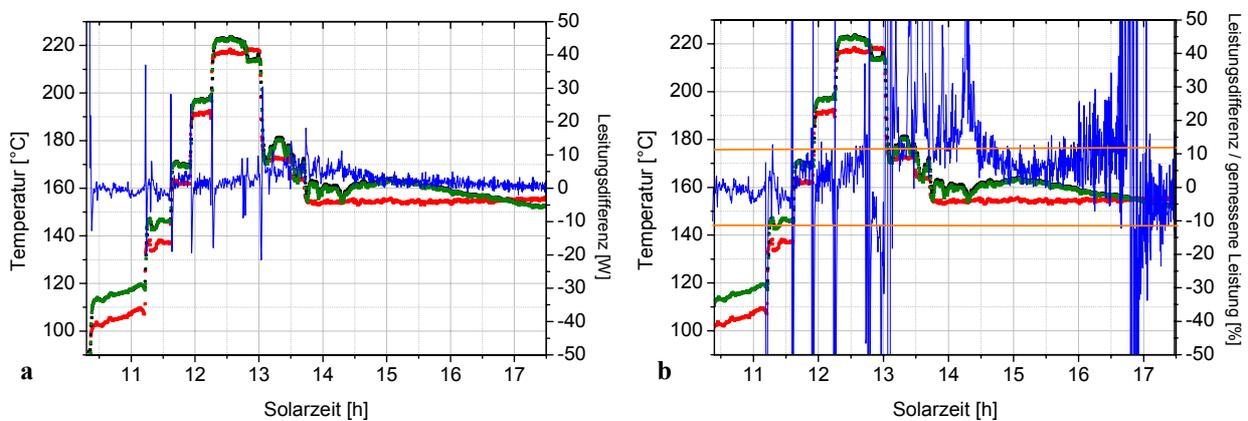
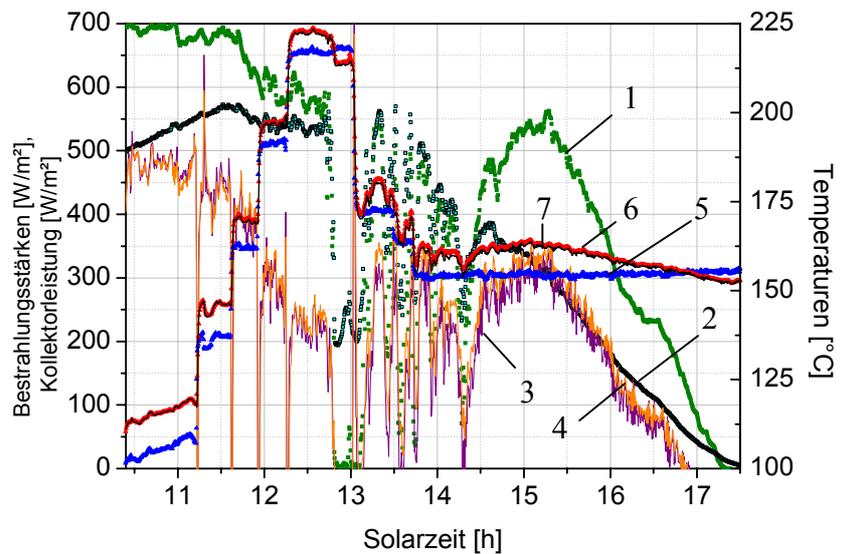


Abb. 8.9.a und b Abweichungen (blau) zwischen gemessener und berechneter Kollektorleistung absolut [W] (a) und relativ [%] (b) der in Abb. 8.8 dargestellten Messung des nachgeführten Kollektors, weitere Beschriftung siehe Abb. 8.7 a und b

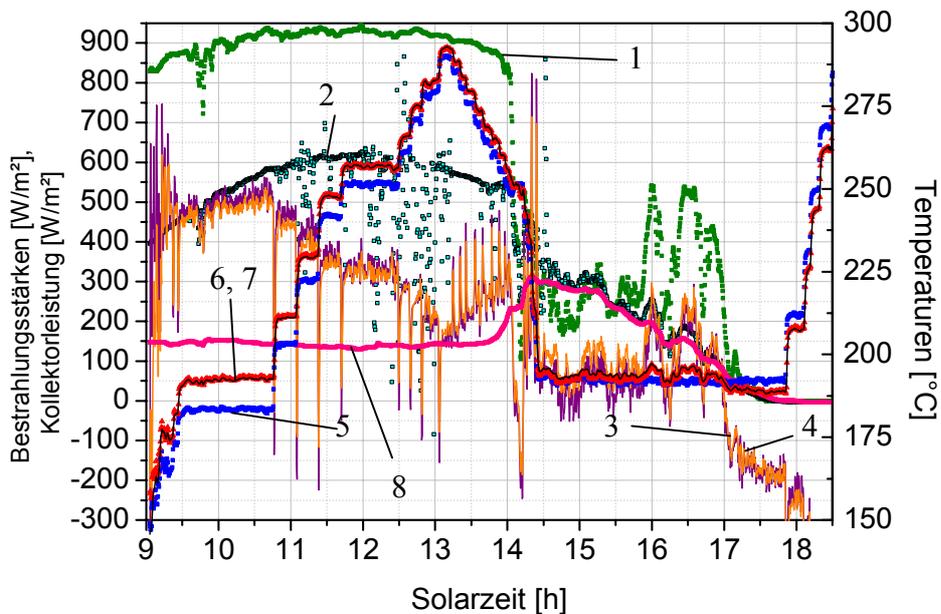


Abb. 8.10 dynamische Vermessung des nachgeführten Kollektors vom 08.03.2002, Beschriftung siehe Abb. 8.6, zusätzlich ist die diffuse Bestrahlungsstärke [W/m²] eingezeichnet (rosa Punkte, 8), dieser Messtag war zunächst klar, jedoch wird die direkte Bestrahlungsstärke ab 14.00 Uhr aufgrund einer dünnen Wolkendecke deutlich kleiner. Ab hier dominiert die diffuse Bestrahlungsstärke neben der durch die Aureole verursachten solaren Bestrahlungsstärke. Aufgrund der dünnen Wolkendecke trifft die verbleibende Strahlung also nicht gleichmäßig aus dem Halbraum ein, sondern hat als Vorzugsrichtung die Richtung der Sonne.

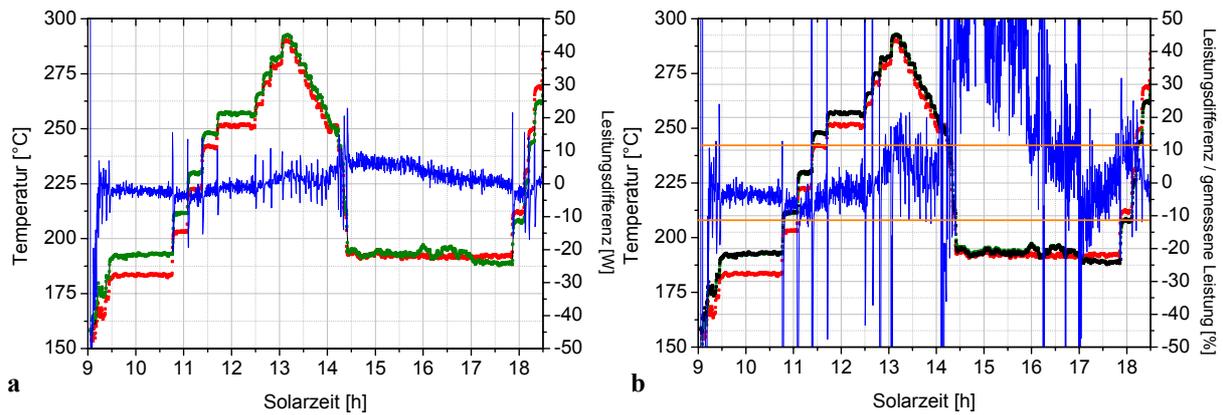


Abb. 8.11.a und b Abweichungen (blau) zwischen gemessener und berechneter Kollektorleistung absolut [W] (a) und relativ [%] (b) von der in Abb. 8.10 dargestellten Messung des nachgeführten Kollektors, weitere Beschriftung siehe Abb. 8.7 a und b. Man erkennt, dass der Kollektor das Fluid ab 17.00 Uhr abkühlt.

Man erkennt in Abb. 8.11.a und b beim Einbruch der direkten Bestrahlungsstärke zwischen 14.00 und 16.00 Uhr die Überschreitung der nach der Fehlerrechnung maximalen Abweichung von 11,0 % vom Messwert (siehe Fehlerrechnung, Anhang). Allerdings geht die gemessene Leistung aufgrund der geringen Einstrahlung gegen Null (Abb. 8.10), wodurch sich der relative Fehler drastisch erhöht. Eine Anpassung des Wirkungsgrades für diffuse Strahlung von $\eta_{Diff} = 0,18$ auf 0,41 war bei dieser Messung aufgrund einer schwachen Wolkendecke mit starker Nebelbildung und damit einer stark inhomogenen solaren Strahlungsverteilung (aus dem Richtungsbereich Sonne kam bei dieser Messung deutlich mehr Strahlung) notwendig, da das Pyrheliometer lediglich die direkte Strahlung aus einem Winkelbereich von $\pm 2,5^\circ$ misst, die restliche Strahlung, gemessen mit einem Pyranometer, jedoch zur als isotrop aus einem Raumwinkel von 2π betrachteten Diffusstrahlung (siehe Kapitel 4.3.4) hinzugerechnet wird. So konnte die Simulationsrechnung ab 14.00 Uhr deutlich verbessert werden. Sie verschlechtert sich jedoch geringfügig von 9.00 Uhr bis 13.00 Uhr, also in der Zeit, in der noch keine stark inhomogene solare Strahlungsverteilung existiert. Man erkennt in den Abb. 8.12. a und b die so gewonnenen Resultate. Auch hier sind bei verschwindender Leistung die Fehler erwartungsgemäß größer als bei größeren Leistungen.

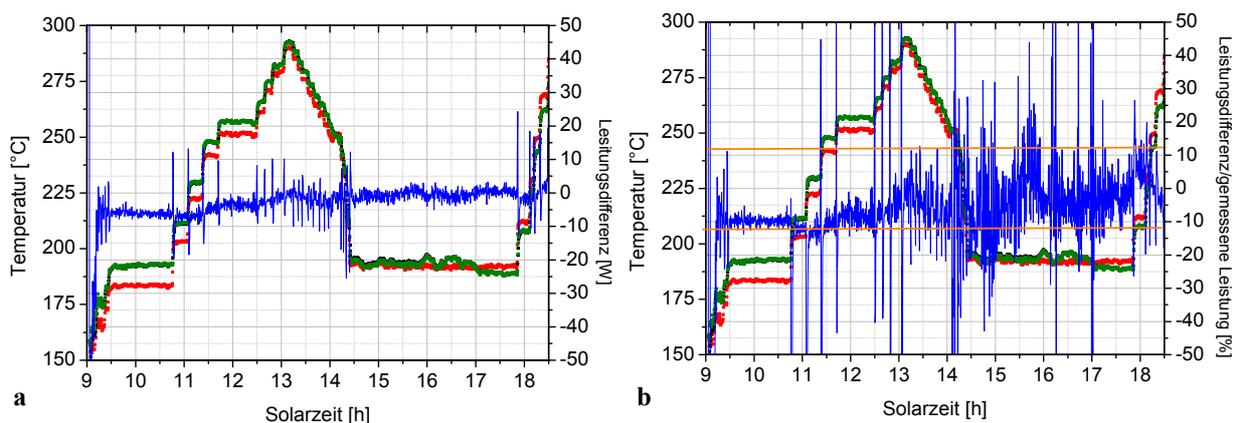


Abb. 8.12.a und b Abweichungen (blau) zwischen gemessener und berechneter Kollektorleistung absolut [W] (a) und relativ [%] (b) von der in Abb. 8.10 dargestellten Messung des nachgeführten Kollektors; weitere Beschriftung siehe Abb. 8.7 a und b.

8.2.2 Thermisches Verhalten des nicht-nachgeführten Kollektors

Der nicht-nachgeführte Kollektor mit u-förmigem Absorber wurde in der Originalröhre des Kollektorherstellers Soliel vermessen. Ursprünglich war geplant, diesen Kollektortyp ebenfalls in das Gehäuse des nachgeführten Prototypen zu implementieren. Jedoch kam es innerhalb weniger Wochen zu einer chemischen Reaktion des Reflektormaterials an der Luft. Es vergilbte und nahm an den äußeren Rändern eine braune Farbe an. Um erfolgreiche Messungen sicherzustellen, wurde die Originalröhre zum Messen verwendet; etwas größere Wärmeverluste wurden in Kauf genommen, die dadurch entstehen, dass diese Röhre nicht für Betriebstemperaturen oberhalb von 150 °C konzipiert ist.

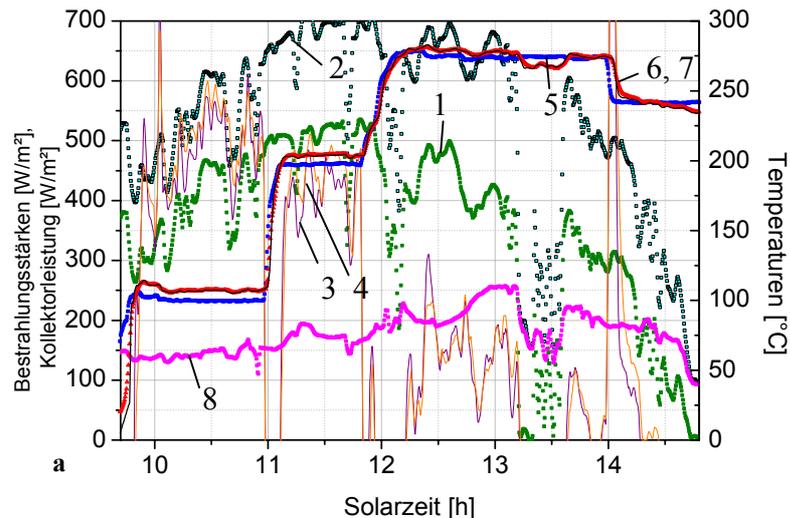


Abb. 8.13.a dynamische Vermessung des nicht-nachgeführten Kollektors vom 27.10.2001 bei stark variierender Einstrahlung, grün (1): direkte Bestrahlungsstärke in Tischebene [W/m^2], schwarz-blaue Punkte (2): gesamte solare Bestrahlungsstärke in Tischebene [W/m^2], pinke Linie (3): simulierte Kollektorleistung [W/m^2], orange (4): gemessene Kollektorleistung [W/m^2], blau (5): Kollektoreintrittstemperatur [$^{\circ}\text{C}$], rot (6): gemessene Kollektoraustrittstemperatur [$^{\circ}\text{C}$], schwarz (7): simulierte Kollektoraustrittstemperatur [$^{\circ}\text{C}$], pinke Punkte (8): diffuse Bestrahlungsstärke [W/m^2]

Die Simulationen erfolgten mit dem in Kapitel 5.2 vorgestellten MFC-Modell, welches hinsichtlich der optischen Modellierung, wie in Kapitel 5.3 beschrieben, abgeändert wurde, um thermisches und optisches Verhalten voneinander zu entkoppeln. Die effektive Wärmekapazität des Kollektors ergab sich zu $C_{\text{eff}} = 2,72 \text{ kJ}/\text{m}^2/\text{K}$, der optische Wirkungsgrad für direkte, normale Einstrahlung η_0 konnte zu 0,76, der lineare thermische Verlustkoeffizient aus der modifizierten Gleichung 5.1 (der die absorbierte Strahlungsleistung beschreibende Term S wurde wie in Gleichung 8.1 implementiert) a_1 zu $0,0280 \text{ W}/\text{m}^2/\text{K}$ und der quadratische (a_2) zu $0,0072 \text{ W}/\text{m}^2/\text{K}^2$ identifiziert werden. Die Ergebnisse von Messtagen unterschiedlicher Witterungsbedingungen sind in den Abbildungen 8.13.a bis 8.13.c dargestellt. Absolute Differenzwerte zwischen gemessener und simulierter Leistung und Differenzwerte in Prozent vom Messwert sind in den Abb. 8.13.d und e zu erkennen. Sie liegen innerhalb der zulässigen Fehlertoleranzen. Auch bei diesen Simulationen werden die mittels Strahlverfolgung und Potenzialabschätzung vorausgesagten optischen und thermischen Eigenschaften bestätigt.

Zusammenfassung

Sämtliche Messungen konnten durch auf Strahlverfolgungsergebnissen und physikalischen Überlegungen basierenden Simulationen innerhalb der berechneten Fehlertoleranzen (siehe hierzu Anhang A.1) beschrieben werden. Optisches Verhalten und thermische Verlustmechanismen konnten korrekt identifiziert werden. Die Anwendbarkeit der neuen Methodik konnte somit experimentell bestätigt werden. In Abb. 8.14 sind die Kollektorkennlinien der gemessenen

nen Kollektoren wiedergegeben. Vergleicht man Abb. 8.14 mit Abbildung 3.9, so erkennt man, dass die gemessenen Linien erwartungsgemäß unterhalb der sehr groben ersten Abschätzung liegen, in welche lediglich Strahlungsverluste des Absorbers eingehen.

Abb. 8.13.b und c

Dynamische Vermessung des nicht-nachgeführten Kollektors vom 12.10.2001 an einem nahezu wolkenfreien Tag (b) und vom 09.10.2001 an einem sehr stark bewölkten Tag (c);

Beschriftung und Farben wie bei Abb. 13.a

Man erkennt, dass an allen drei Messtagen die simulierten Leistungen (pink) gut mit den berechneten (orange) übereinstimmen.

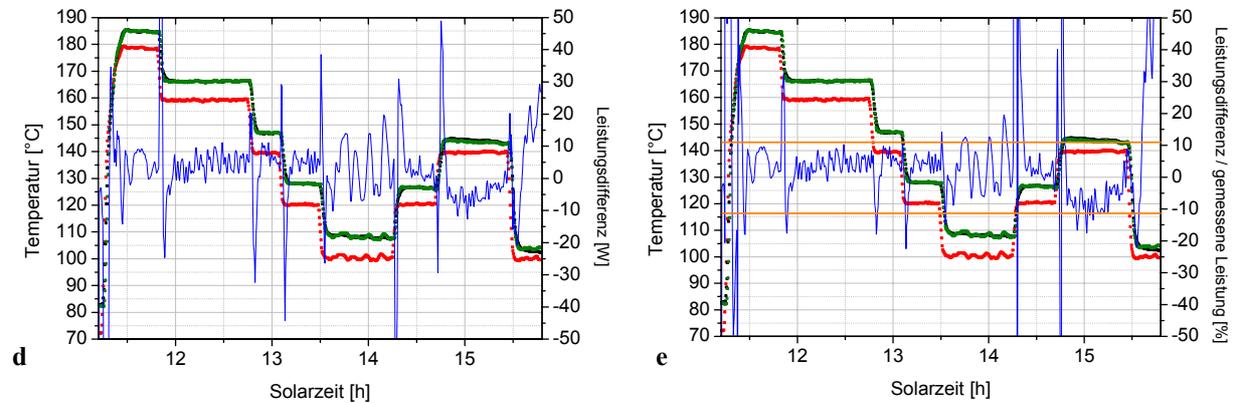
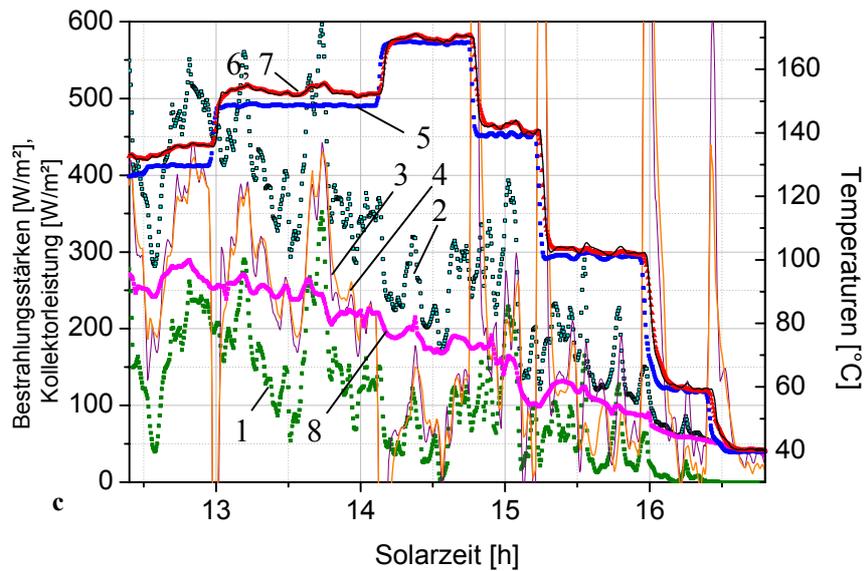
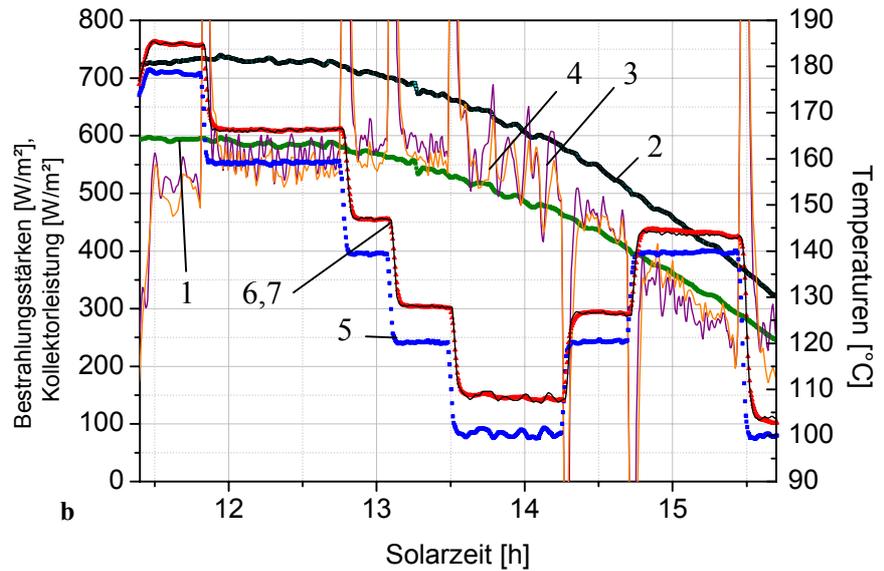


Abb. 8.13.d und e Abweichungen (blau) zwischen gemessener und berechneter Kollektorleistung absolut [W] (a) und relativ [%] (b) von der Messung am 12.10.2001; Beschriftung wie bei Abb. 8.7 a und b. Im Gegensatz zu den Messungen am nachgeführten Kollektor, dargestellt in den Abb. 8.12 und 8.7 ist hier eine starke Streuung zwischen den einzelnen Zeitschritten beobachtbar. Dies ist auf die niedrigen Bestrahlungsstärken und damit geringen Kollektorleistungen an diesem Tag zurückzuführen.

Wärmeleitungsverluste, Verluste durch Konvektion, etc. wurden in dem einfachen ersten Modell in Kap. 3.3 vernachlässigt. Bei Temperaturdifferenzen um 280 K zwischen Absorber- und Umgebungstemperatur sind akzeptable Wirkungsgrade nur mit dem nachgeführten Kollektor zu erzielen. Die Kennlinie eines kompletten, am ZAE Bayern vermessenen Moduls des nicht-nachgeführten Kollektors (siehe hierzu auch Abb. 8.15.a und b), bestehend aus fünf Kollektorröhren und einem abschließenden Sammler, liegt deutlich unterhalb der für die einzelne, nicht-nachgeführte Röhre. In den Abb. 8.15 a und b sind die absoluten, in den Abb. 8.15 c und d die prozentualen Leistungsdifferenzen zwischen gemessener und simulierter Leistung dieses Kollektormoduls von zwei verschiedenen Messtagen im Mai 2001 dargestellt. Diese Messungen wurden mit einem anderen, mit Wasser als Kühlmittel arbeitendem Messstand bei niedrigeren Temperaturen bis zu 180 °C durchgeführt. Die Tatsache, dass hier zwischen den einzelnen Messpunkten die Abweichungen niedriger sind, rührt zum einen von den deutlich niedrigeren Temperaturen, zum anderen von der um den Faktor 5 größeren Aperturnfläche her, wodurch sich die Differenzen zwischen Kollektorein- und -austrittstemperaturen und damit die Kollektorleistung steigern lassen. Es sind jedoch starke systematische, vom Einfallswinkel abhängige Abweichungen dieser Differenzen erkennbar. Das erklärt sich durch die Anwendung des Separationsansatzes, welcher zwar bei niedrigen Einfallswinkeln die tatsächliche Wirkungsgradfläche sehr gut wiedergibt, jedoch bei größeren Einfallswinkeln zu großen Abweichungen führt (vergleiche hierzu Abb. 5.1). Somit stellte sich auch experimentell die neue Methodik als eindeutige Verbesserung der Genauigkeit der optischen Modellierung dar.

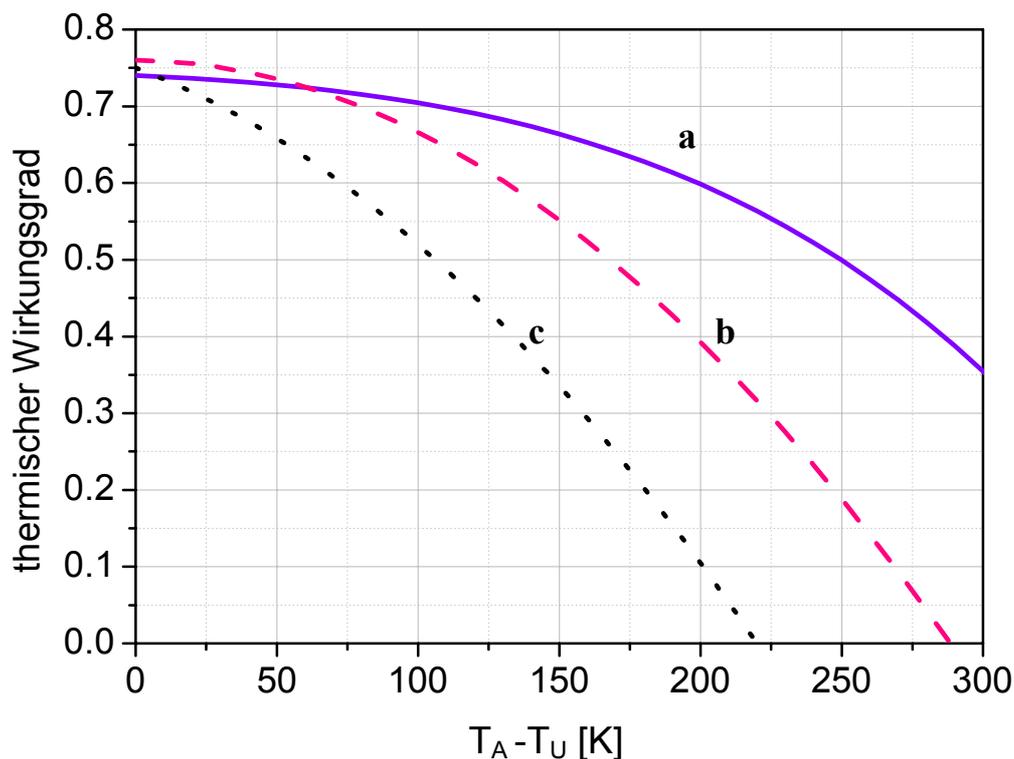


Abb. 8.14 Gemessene Kollektorkennlinien für eine direkte Bestrahlungsstärke von 800 W/m² und eine Umgebungstemperatur von 20 °C; a: nachgeführter Kollektor, b: nicht-nachgeführter Kollektor, c: Messung eines kompletten Moduls des nicht-nachgeführten Kollektors

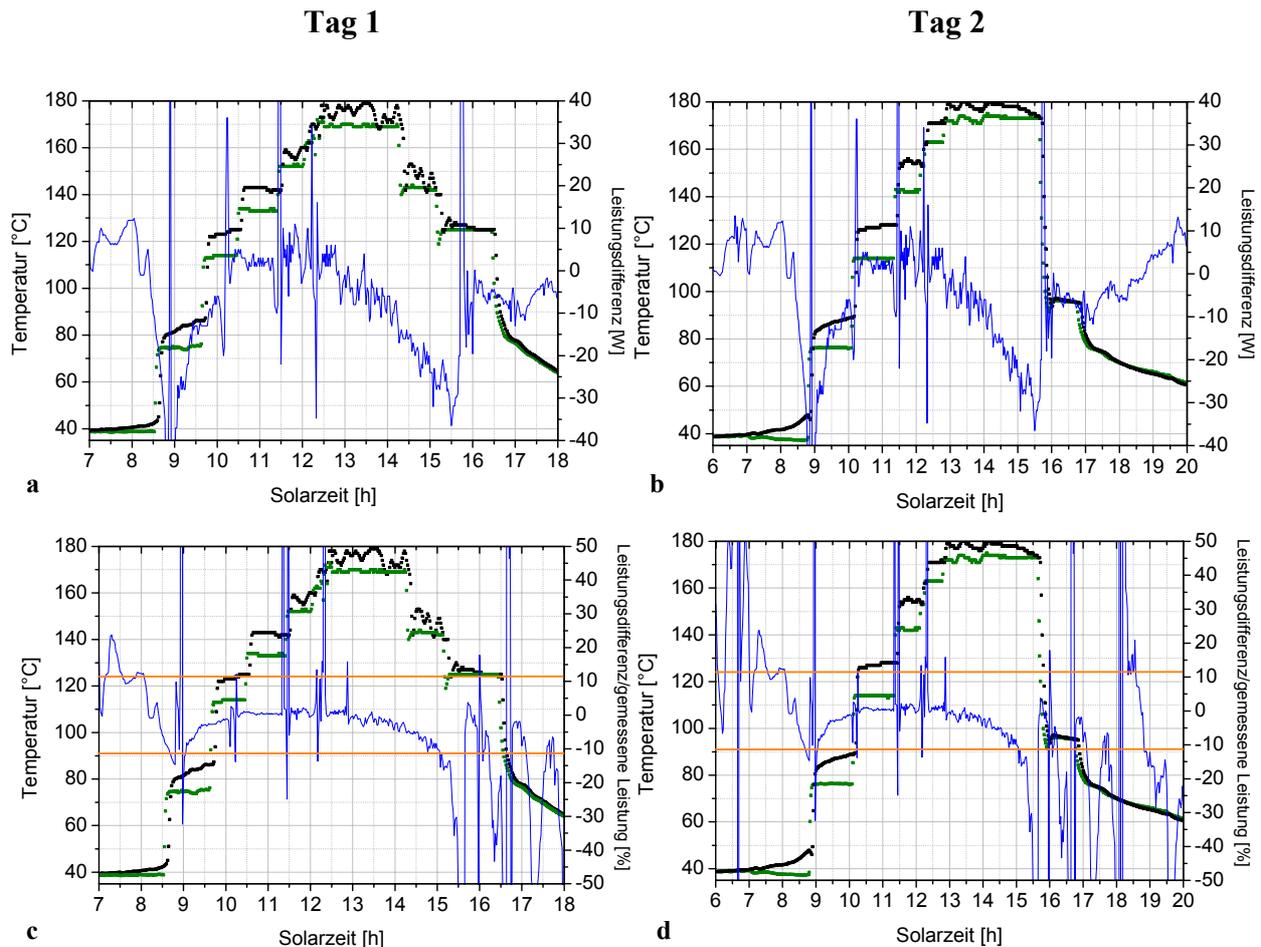


Abb. 8.15.a, b, c und d Ergebnisse nach der **herkömmlichen Modellierung** von dynamischen Messungen (zwei verschiedene Tage im Mai 2001, Tag 1: a und c, Tag 2: b und d) eines kompletten Kollektormoduls des nicht-nachgeführten Kollektors mit u-förmigem Absorber (siehe hierzu auch Abb. 7.8); Abweichungen (blau) zwischen gemessener und berechneter Kollektorleistung absolut [W] (a und b) und relativ [%] (c und d), grün: Kollektoreintrittstemperatur [°C], schwarz: Kollektoraustrittstemperatur [°C], orange: Fehlergrenzen (siehe Fehlerrechnung im Anhang); die Messungen wurden bei niedrigeren Temperaturen bis maximal 180 °C an einem anderen Messstand des ZAE Bayern durchgeführt. Es wurde das **klassische MFC-Modell mit dem Separationsansatz** angewandt (siehe Kapitel 5.2). Die geringere Streuung (vgl. Abb. 8.7) zwischen den einzelnen Messpunkten rührt von den größeren Temperaturdifferenzen zwischen Kollektorein- und -austrittstemperatur, hervorgerufen durch die um den Faktor 5 größere Aperturfläche und die niedrigeren Temperaturniveaus (vgl. Abb. 8.7 und 8.12). Man erkennt systematische, vom Einfallswinkel abhängige Abweichungen zwischen gemessener und simulierter Kollektorleistung, insbesondere in den Morgen- und in den Abendstunden.

9 Simulation von Prozesswärmeanlagen

Um tatsächlich entscheiden zu können, welcher Kollektortyp für welchen Standort, welches Lastprofil, welche Aufstellung, Feldauslegung, Einstrahlungsbedingungen, etc. am besten geeignet ist, bzw. die höchsten Erträge liefert, ist eine Simulation über einen längeren Zeitraum unerlässlich. Um die neue Methodik zu testen, werden damit gewonnene Daten von zwei Kollektoren mit Daten derselben Kollektoren, die nach der herkömmlichen Methodik für dieselben Testreferenzjahre simuliert wurden, verglichen. Anschließend wird die neue Methodik auf weitere Kollektortypen angewandt. Da die in dieser Arbeit untersuchten Kollektoren für Betriebstemperaturen bis hin zu 300 °C getestet wurden, werden die Simulationen mit Thermoöl anstatt Wasser durchgeführt. Auch musste das Hauptprogramm der Simulationssoftware TRNSYS, welches ursprünglich als Gebäudesimulationsprogramm, also für niedrigere Temperaturen, entwickelt wurde, an diesen Temperaturbereich angepasst werden. Gleiches gilt für einzelne „Types“. So wurden die relevanten physikalischen Eigenschaften des Mediums Wasser (z. B. Siedetemperatur, spez. Wärmekapazität, Dichte) durch die des Mediums Thermoöl ersetzt und die Modellierung des optischen und des thermischen Verhaltens der Kollektoren erfolgte auf eine andere Weise (Näheres in Kapitel 4 und 5).

9.1 Anlagensimulation für Testreferenzjahre

Am ZAE Bayern wurde eine im Rahmen eines Prozesswärmeprojektes (POSHIP: Potential of Solar Heat in Industrial Processes) [66] und weiterer Arbeiten untersuchte Prozesswärmeanlage ausgewählt, die sich in Simulationen für Prozesstemperaturen zwischen 75 und 200 °C und Kollektoreintrittstemperaturen zwischen 100 und 250 °C als die aussichtsreichste herausstellte. Das Anlagenschema ist in Abb. 9.1 dargestellt. Die gesamte Aperturfläche des Kollektorfeldes beträgt für alle Kollektortypen 2000 m² (näheres hierzu in Kap. 4.3).

In dieser Anlage wird die Wärme des in den Kollektoren KO erwärmten Fluids über den Wärmetauscher W1 vom Kollektorfeld an den Sekundärkreislauf übertragen und dort je nach Betriebszustand der Anlage dem Prozess, dem Speicher oder einem zweiten Verbraucher zugeführt. Über das Dreiwegeventil VK wird sichergestellt, dass Wärme nur in Richtung Sekundärkreislauf übertragen werden kann, da beispielsweise beim Anfahrbetrieb die Temperatur im Leitungsnetz P2 niedriger ist als im Sekundärkreis. Mittels der beiden Dreiwegeventile VSE und VSL wird im Falle eines überschüssigen bzw. zu geringen solaren Energieertrages der Speicher be- oder entladen. Das Ventil VV2 steuert die Versorgung des zweiten Verbrauchers, die über den Wärmetauscher W3 erfolgt. Der Prozess selbst wird über den Wärmetauscher W2 versorgt. Der fossil befeuerte Kessel KE ist direkt in den Prozesskreislauf integriert, sodass die durch den Kollektor gewonnene Wärme auch stets der Vorwärmung einer konventionellen Wärmequelle dient. Der Kessel wird so geregelt, dass er die Differenz zwischen benötigter Wärmeleistung und am Wärmetauscher W2 abgegebener Leistung liefert. Er wird zugeschaltet, sobald die Kesseleintrittstemperatur die Prozesssolltemperatur unterschreitet. Diese Anordnung hat gegenüber anderen Kesselanordnungen den Vorteil, dass auch Wärme auf einem niedrigeren Temperaturniveau eingespeist werden kann und damit Wärmeverluste der Rohrleitungen und Kollektoren geringer sind, was zu höheren solaren Erträgen führt. Die Pumpe PUK im Kollektorkreis wird in Betrieb gesetzt, sobald das Kollektorfeld Wärme in den Sekundärkreislauf einspeisen kann und die Temperaturdifferenz an diesen Stellen einen einstellbaren Schwellenwert überschreitet. Die Sekundärkreispumpe PUS wird in Betrieb genommen, wenn der Kollektorkreis Wärme an den Sekundärkreis überträgt und wenn der Speicher Wärme an den Prozess liefern kann, d.h. die obere Speichertemperatur größer ist als die geforderte Prozesstemperatur.

Das Rohrleitungssystem der Anlage wird zu vier Rohrmodulen $P_{1,2,3,4}$ zusammengefasst. Es werden jeweils ein Rohrmodul für den Vorlauf zum Kollektorfeld und eines für den Rücklauf vom Kollektorfeld verwendet, welche sich außerhalb des Gebäudes befinden und somit der Umgebungstemperatur ausgesetzt sind. Die beiden anderen Rohrmodule befinden sich innerhalb des Gebäudes, für das eine konstante Temperatur von 20 °C angenommen wird. Die verwendeten Wärmetauscher arbeiten nach dem Kreuzstromprinzip. Um sicherzustellen, dass temperaturempfindliche Prozesse, wie beispielsweise in der Lebensmittelindustrie, hohen Prozesstemperaturen nicht zu lange ausgesetzt sind, kann ein zweiter Verbraucher stets die überschüssige Wärme abnehmen, falls der Prozesswärmebedarf geringer ist als die Kollektorfeldleistung und der Speicher bereits voll geladen ist. Die Rücklauftemperatur von Verbraucher 2 über den Wärmetauscher W3 beträgt 220 °C , der Massenstrom entspricht dem Kollektorfeldmassenstrom. Das Arbeitsmedium in sämtlichen Kreisläufen der Anlage bis auf den zu Verbraucher 2, also ab dem Wärmetauscher W3, ist Thermoöl. Für den Kreislauf zu Verbraucher 2 ist Wasser das sinnvollste Arbeitsmedium, falls dieser beispielsweise über ein Nahwärmenetz gespeist werden soll. Ein ausgewähltes Lastprofil des Prozesses (s. u.) wird in Form variabler Prozessmassenströme bei einer konstanten Temperaturdifferenz von 10 K modelliert um Variationen der temperaturabhängigen Wärmekapazität und Dichte des Thermoöls während der Simulation im Anlagenkreislauf zur Vereinfachung der Simulation und zur Verkürzung der Simulationszeit zu eliminieren. Im Prozesskreislauf befindet sich ein temperaturgeregeltes Bypassventil VP, das ein Überhitzen des Prozessmediums bei einem Überangebot an solarer Wärme verhindern soll. Dieses Ventil wird in TRNSYS mittels eines einfachen mathematischen Modells berechnet, indem die Prozessein- und -austrittstemperaturen temperaturgeregelt gemischt werden.

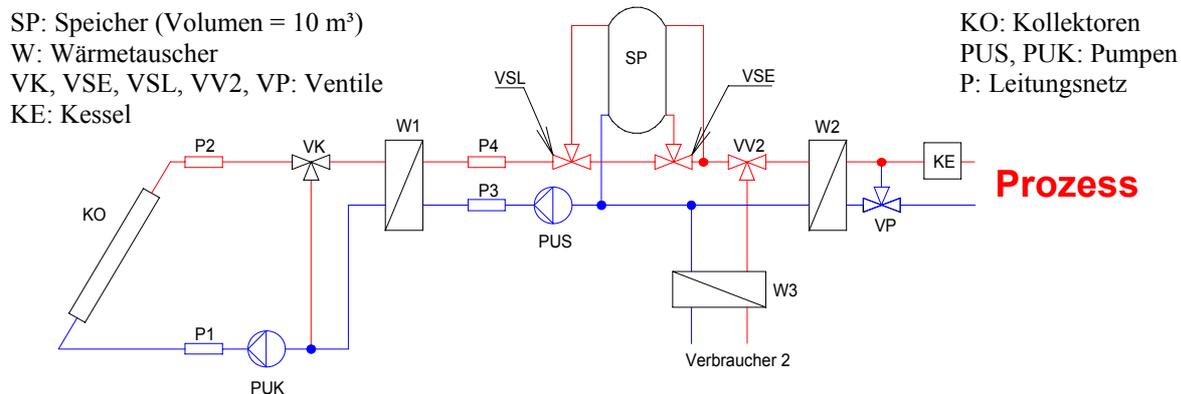


Abb. 9.1 Schema der verwendeten solaren Prozesswärmanlage mit integriertem Speicher, zweitem Verbraucher und Kessel (Skizze nach L. Staudacher)

Um die Ergebnisse miteinander vergleichen zu können, wurden sämtliche Simulationen mit folgendem Lastprofil durchgeführt: Zwischen 7.00 Uhr und 8.00 Uhr existiert eine einstündige Aufheizphase, bei der eine maximale Leistung von 1900 kW gefordert wird. Zwischen 9.00 Uhr und 17.00 Uhr besteht ein konstanter Wärmebedarf mit einer Leistung von 1500 kW . Eine Stunde vor dem Ausschalten des zu versorgenden Prozesses sinkt die geforderte Prozessleistung auf 1000 kW . Wärme wird lediglich an Werktagen zwischen 7.00 Uhr und 18.00 Uhr benötigt. Am Wochenende muss die in den Kollektoren absorbierte Wärme gespeichert werden, um ein Überhitzen des Thermoöls zu vermeiden. Für eine Charakterisierung solcher Anlagen gelten folgende Definitionen:

Kollektorertrag: Ertrag der Kollektormodule ohne Rohrleitungsverluste, also ohne Verluste, die außerhalb der Module auftreten

Feldertrag:	Ertrag des gesamten Kollektorfeldes, der an den Sekundärkreis über den Wärmetauscher W1 übertragen wird, also inklusive Wärmeverluste der Rohrleitungen außerhalb der Module
Systemertrag:	an die Verbraucher (Prozess und zweiter Verbraucher) abgegebener Netto-Energieertrag des Gesamtsystems
Feldverluste:	Wärmeverluste der Rohrleitungen (reine Wärmeverluste ohne Druckverluste) des Kollektorfeldes außerhalb der Module
Betriebsverluste:	Wärmeverluste der Rohrleitungen des Kollektorfeldes, jedoch nur während Wärme über den Wärmetauscher W1 an den Sekundärkreis übertragen wird

9.2 Berechnung ausgewählter Anlagenkomponenten

Für die Simulation des **Speichers** wird ein an der Universität Stuttgart entwickelter „Type“, das sogenannte „Multiport Store Model“ [67] in einer einfachen Variante mit nur zwei Anschlüssen verwendet. Im „Multiport Store Model“ wird der Speicher in N Schichten unterteilt, wobei für jeweils eine dieser Schichten die Differenzialgleichung gilt:

$$\frac{V \cdot \rho \cdot c_p}{N} \cdot \frac{\partial T_i}{\partial t} = \dot{m} \cdot c_p \cdot [\xi_1 \cdot (T_{i-1} - T_i) + \xi_2 \cdot (T_i - T_{i-1})] + \lambda \cdot \frac{A_q}{h} \cdot N \cdot [(T_{i+1} - T_i) + (T_{i-1} - T_i)] - \frac{k \cdot A}{N} \cdot (T_i - T_a) \quad (9.1)$$

mit

$$\xi_1 = 1, \text{ falls } \dot{m} > 0, \text{ sonst } \xi_1 = 0$$

$$\xi_2 = 1, \text{ falls } \dot{m} < 0, \text{ sonst } \xi_2 = 0$$

V ist das Speichervolumen, ρ ist die Dichte des Fluids, \dot{m} der Massenstrom durch die betreffende Schicht, c_p die spezifische Wärme des Fluids, T_i die Temperatur der i -ten Schicht, t die Zeit, λ die Wärmeleitfähigkeit des Fluids, A_q der Querschnitt des Speichers, h ist dessen Höhe, A seine Mantelfläche zur Umgebung, k der Wärmedurchgangskoeffizient der Speicherwand und T_a ist die Umgebungstemperatur.

Die Änderung der inneren Energie (linke Seite der Gleichung) kommt zustande durch den Massenfluss durch die betreffende Schicht (erster Term auf der rechten Seite), den Energieaustausch aufgrund von Wärmeleitung zwischen den Schichten (zweiter Term auf der rechten Seite) und Wärmeverluste an die Umgebung (dritter Term auf der rechten Seite). Die einzelnen Schichten werden als vollkommen homogen angenommen.

Wärmetauscher werden mit einem stationären TRNSYS-Type simuliert. Die Kapazität des Wärmetauschers kann vernachlässigt werden, wenn sie klein gegenüber der Gesamtkapazität des Systems ist, was bei dieser stationären Modellierung angenommen wird. Die in dieser Arbeit verwendeten Wärmetauscher werden alle nach dem Kreuzstromprinzip modelliert. Die Leistung der Wärmetauscher ergibt sich aus Multiplikation von dessen Effektivität ξ_W (in dieser ist auch berücksichtigt, dass das treibende Temperaturgefälle ein logarithmischer Mittelwert ist, näheres siehe in [1]) mit der minimalen Kapazitätsrate C_{min} und den Eintrittstemperaturen auf der kalten (T_{ci}) und warmen Seite (T_{hi}) des Wärmetauschers. Die Effektivität eines Wärmetauschers hängt ab von der Durchströmungsart (Gleichstrom, Gegenstrom, Kreuz-

strom), den Kapazitätsraten der kalten und warmen Seite und dem Produkt aus der Austauschfläche und dem Wärmedurchgangskoeffizienten [1].

$$\dot{Q} = \xi_w \cdot C_{\min} \cdot (T_{hi} - T_{ci}) \quad (9.2)$$

Die Übertragungsleistung der Wärmetauscher wird so gewählt, dass die Wärmetauscher die Maximalleistung des Kollektorfeldes (\approx Gesamtaperturfläche des Kollektorfeldes \cdot maximale direkte Bestrahlungsstärke \cdot optischer Wirkungsgrad der Kollektoren für direkte Einstrahlung) bei einer mittleren logarithmischen Temperaturdifferenz von 5 K übertragen. Diese Temperaturdifferenz ist zwar relativ gering (mit größeren Temperaturdifferenzen könnten preiswertere, kleinere Wärmetauscher eingesetzt werden), da aber die Kosten des Kollektorfeldes wesentlich höher als die der Wärmetauscher sind, wird sie so klein gewählt.

Wie die Wärmetauscher werden auch die **Rohrleitungen** mit einem TRNSYS-Type beschrieben. Das thermische Verhalten des Fluids innerhalb der Rohrleitungen wird durch das Aufteilen in maximal 25 unterschiedlich große Fluidsegmente modelliert. Die Masse eines einzelnen Segments m_i entspricht dem Massenstrom des jeweiligen Simulationszeitschritts und die Temperatur des Segments T_i entspricht der des in das Segment einströmenden Fluids. Beim Austreten des Fluids aus dem Rohr wird das betreffende Segment „hinausgeschoben“: es findet in der Modellierung also keine Wechselwirkung zwischen den einzelnen Segmenten, z. B. durch Durchmischung oder Wärmeleitung statt. Die Austrittstemperatur errechnet sich durch Mittelung über die Temperaturen der ausgeschobenen Segmente. Die Änderung der inneren Energie eines Fluidsegments entspricht den Wärmeverlusten an die Umgebung und wird durch 9.3 beschrieben.

$$m_i \cdot c_p \cdot \frac{\partial T_i}{\partial t} = -k \cdot A_i(t) \cdot (T_i - T_a) \quad (9.3)$$

Hierbei ist c_p die spezifische Wärmekapazität des Fluids, t ist die Zeit, k der Wärmedurchgangskoeffizient, $A_i(t)$ ist die Kontaktfläche mit der Rohrwand des i -ten Segments und T_a ist die Umgebungstemperatur.

9.3 Implementierung der Simulations- und Messergebnisse

Die mittels Strahlverfolgung in drei Dimensionen gewonnenen Daten über die optischen Wirkungsgrade werden wie folgt in TRNSYS implementiert: Mittelwerte direkter und diffuser Bestrahlungsstärken in einstündigen Abständen für die jeweiligen Standorte sind über Meteonorm- [28] und TRT-Testreferenzjahre [29] erhältlich. Zugehörige Einfallswinkel auf beliebige geneigte Flächen für beliebige Kollektoren, die nachgeführt oder nicht-nachgeführt sein können, lassen sich auf einfache Art und Weise mittels des in dieser Arbeit geschriebenen mathematica-Programms berechnen. Das mathematica-Programm erlaubt eine sofortige Überprüfung der einzelnen in der Solaroptik relevanten Winkel zur zügigen Fehlerfindung und ist ausführlich mit Literaturhinweisen dokumentiert. Ein 3-D-Fit-Programm [68] stellt über 450 Mio. Oberflächenfunktionen zur Verfügung, um 3-dimensional gegebene Daten zu approximieren. So können die durch Strahlverfolgung gewonnenen „Wirkungsgradflächen“ im k -Raum durch Oberflächenfunktionen $F(k_{transversal}, k_{axial})$ mit einer Standardabweichung von höchstens 0,025 (je nach Kollektortyp) approximiert werden (siehe hierzu Abb. 9.3 bis Abb. 9.5). Es stellte sich heraus, dass die bestmöglichen Approximationen mit dem RENKA-III-Algorithmus erzielt werden. Beim RENKA-III-Algorithmus werden die am nächsten zueinander liegenden Datenpunkte mit kleinsten Quadraten gewichtet, wobei die Ansatzfunktionen beim Übergang von einem Viereck zum nächsten zweimal stetig differenzierbar sein müssen.

Diese Prozedur ist nicht mit den Einschränkungen der auf Triangulierung [69] basierenden Algorithmen behaftet. Die Knotenfunktionen sind zehn Parameter enthaltende Kosinus-Reihen, deren Koeffizienten bestimmt sind durch die Näherung durch kleinste Quadrate einer einstellbaren Anzahl von benachbarten Datenpunkten. Dieser Algorithmus erlaubt die Einstellung der gewünschten Knotenzahlen, die den Radius des Einflusses der Gewichtung definieren. Obwohl dieser Algorithmus langsamer als die auf der Triangulierung basierenden Algorithmen ist, wurde er entwickelt, um auch teilweise schwierig zu modellierende Flächen mit sehr großer Genauigkeit zu approximieren.

Diese Approximation der Wirkungsgradflächen durch eine Funktion ist notwendig, da anschließend mit einem Analyseprogramm [70] die Wirkungsgradfunktionen für direkte und diffuse Strahlungen, auch in Abhängigkeit vom Rotationswinkel der nachgeführten Systeme, die Bestrahlungsstärken und die betreffenden Einfallswinkel für das komplette Testreferenzjahr eingelesen werden. So erhält man die absorbierte Strahlungsleistung eines kompletten Kollektorfeldes inklusive meist unvermeidbarer Einbußen durch Verschattungen. Diese wiederum wird, wie in Kapitel 5 beschrieben, in TRNSYS eingelesen und mit dem modifizierten MFC-Modell (siehe Kap. 5.3) eines fiktiven Kollektors, der diese „absorbierte Strahlungsleistung“ wiederum vollständig sieht, aber dennoch nicht über das thermische Verhalten eines Flachkollektors verfügen muss, vollständig genutzt. Wird jedoch während den Simulationen die Temperatur nur schwach variiert, so können genaue Ergebnisse mit der Näherung der Wärmeverluste durch Terme mit linearer oder quadratischer Temperaturabhängigkeit erzielt werden. Diese Möglichkeit ist jedoch bei dynamischen Vermessungen aufgrund der starken, geforderten Temperaturvariation nicht gegeben. Der resultierende Jahresertrag kann so unter realen Bedingungen mit einem konkreten Lastverhalten und Betriebstemperaturniveau monatlich oder jährlich aufgelöst bestimmt werden (siehe hierzu Abb. 9.2).

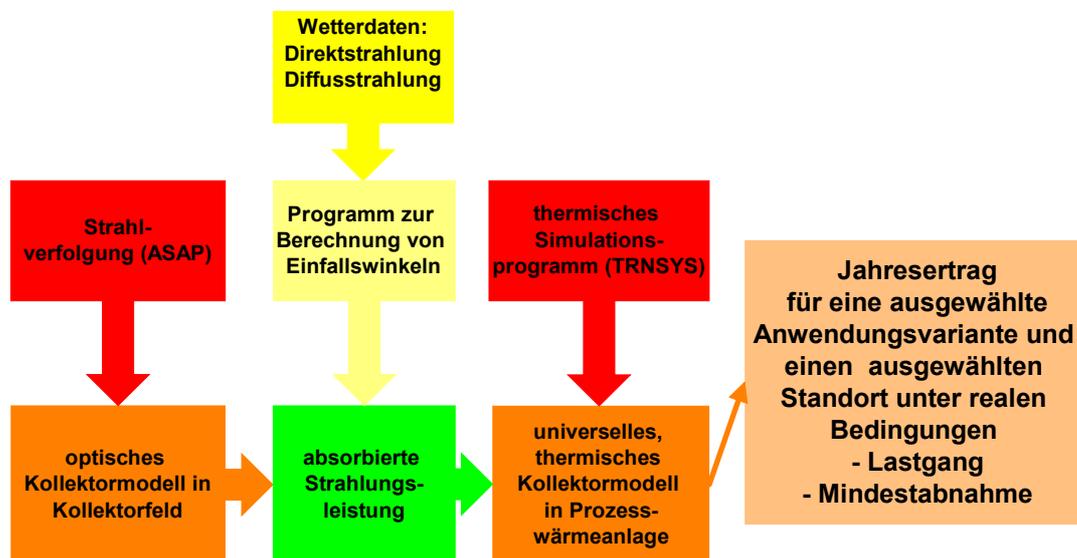


Abb. 9.2 Neue Methodik zur Implementierung der optischen Effizienzen kompletter Kollektorfelder in TRNSYS

Hierbei ist zu beachten, dass das optische Kollektormodell stets in ein ebenfalls modelliertes Kollektorfeld implementiert ist. Eine mögliche Verschattung durch benachbarte Kollektormodule und Röhren bzw. Parabolrinnen wurde bereits durch Strahlverfolgungsrechnungen, mit welchen auch die Feldauslegungen erfolgten, berücksichtigt (näheres hierzu in Kapitel 4.3). In Abb. 9.3.a und b, bzw. 9.4.a und b erkennt man in den Abb. a die Originale der Ergebnisse von Strahlverfolgungsrechnungen, gerechnet mit 40000 Strahlen und 100 Schritten jeweils in axialer und transversaler Richtung für die untersuchten, nicht nachgeführten Kol-

lektoren. In den dazugehörigen Abb. b sind die Fits mittels des RENKA-III-Algorithmus durch trigonometrische Funktionen zu erkennen. Die Standardabweichung beträgt im Falle des Röhrenkollektors mit u-förmigem Absorber aus Abb. 3.2.b nur 0,021.

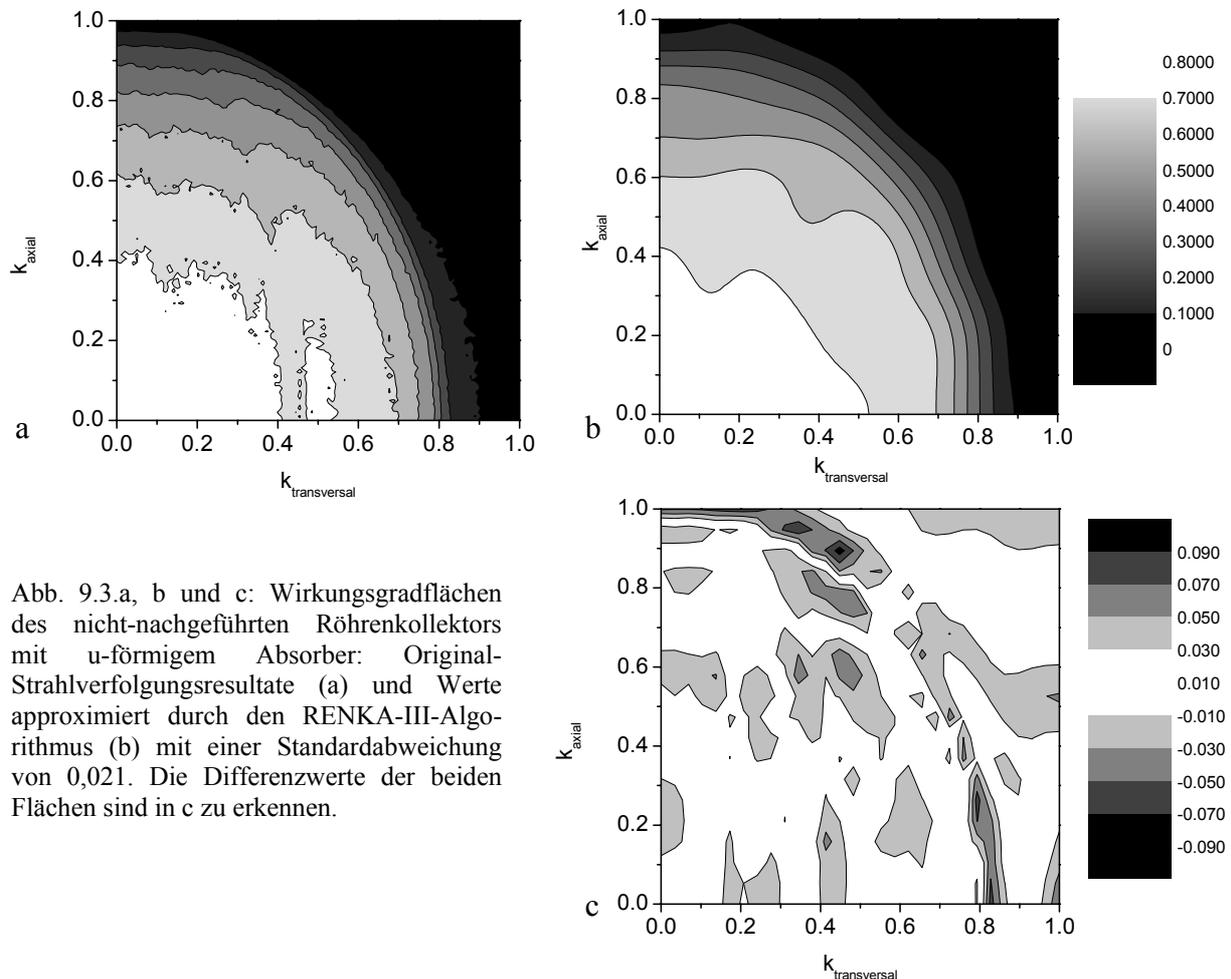


Abb. 9.3.a, b und c: Wirkungsgradflächen des nicht-nachgeführten Röhrenkollektors mit u-förmigem Absorber: Original-Strahlverfolgungsergebnisse (a) und Werte approximiert durch den RENKA-III-Algorithmus (b) mit einer Standardabweichung von 0,021. Die Differenzwerte der beiden Flächen sind in c zu erkennen.

Vergleicht man die Abb. 9.3.c mit den Differenzwerten in Abb. 5.1, so erkennt man, dass die großen systematischen, durch Verwendung des Separationsansatzes hervorgerufenen Abweichungen so eliminiert werden können. In den Abb. 9.4.a und b erkennt man dieselben Zusammenhänge in der gleichen Reihenfolge wie in Abb. 9.3, jedoch für den nicht-nachgeführten Kollektor mit externem Reflektor (Abb. 3.1). Obwohl dieser Kollektortyp über eine völlig andere Charakteristik verfügt als der in Abb. 9.3, ist eine Approximation mittels des RENKA-III-Algorithmus sehr gut möglich. Die Standardabweichung beträgt für die Approximation dieses Kollektors durch trigonometrische Funktionen 0,024.

Da im Rahmen dieser Arbeit gezeigt werden konnte, dass erforderliche Nachführgenauigkeiten des Röhrenkollektors mit integriertem, nachgeführten Spiegel gut eingehalten werden können, genügt ein Modellieren und Fitten des optischen Verhaltens in zwei Dimensionen. Allerdings ist es hier, im Gegensatz zu den nicht-nachgeführten Kollektoren, notwendig, ebenfalls die optischen Wirkungsgrade für diffuse Strahlung zweidimensional als Funktion des Nachführwinkels zu betrachten. So wurden für diesen Kollektor **zwei verschiedene Modelle für die Strahlverfolgungsrechnung** verwendet: ein Modell verwendete die Geometrie des entwickelten Funktionsmodells inklusive der Verschattung durch den konstruktionsbedingten Flansch unter Berücksichtigung der Tatsache, dass bei diesem Modell nur eine Röhre vorhanden ist, also keine Verschattung durch benachbarte Röhren existiert. Ein anderes Modell wurde für die Simulation von Testreferenzjahren entwickelt: es enthält komplette Kollektormodule, die über solche Abmessungen und Röhrenabstände verfügen, wie es für einen kommerziell

produzierten Kollektor sinnvoll wäre (ideale Länge, wie in Kap. 1.2 beschrieben; Abstände so, dass gesamter Flächenbedarf dem des Feldes nicht-nachgeführter Kollektoren entspricht). So ergeben sich beispielsweise für das Funktionsmodell ungünstigere Wirkungsgradfunktionen für diffuse und direkte Strahlung aufgrund negativer Einflüsse durch den an den Enden des Kollektors befindlichen Flansch. Der Einfluss auf den Wirkungsgrad für diffuse Strahlung ist in Abb. 9.5, gerechnet mit 500 000 Strahlen und einer diffusen Bestrahlungsstärke 300 W/m², zu erkennen.

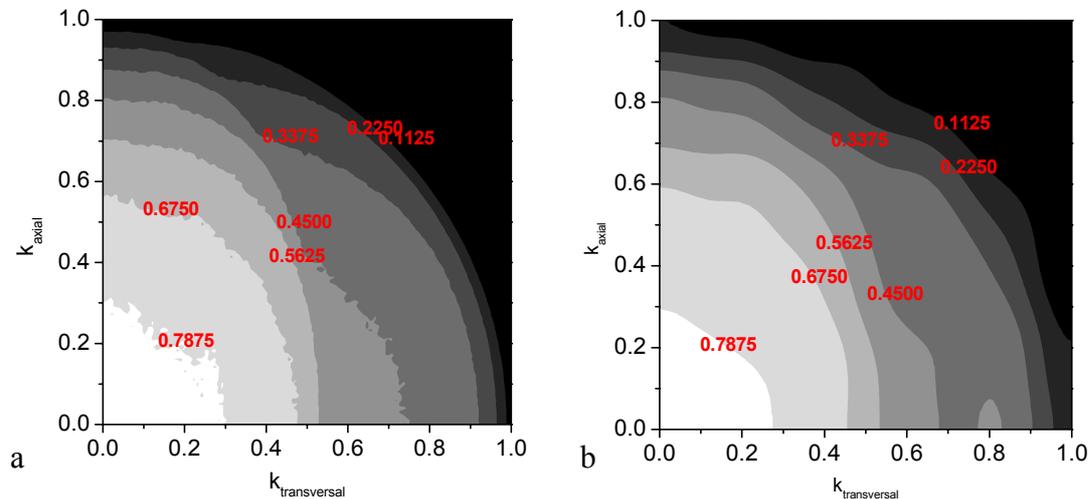
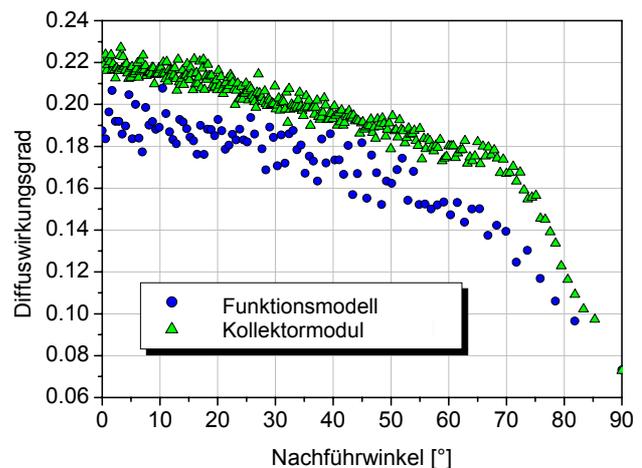


Abb. 9.4.a und b Ergebnisse für den nicht-nachgeführten Kollektor mit außenliegendem Spiegel (Abb. 3.1), Legende wie Abb. 9.3.a und b (rot: opt. Wirkungsgrade für direkte Einstrahlung)

Abb. 9.5

Modellierung der Diffuswirkungsgrade des am ZAE Bayern untersuchten Funktionsmodells des Röhrenkollektors mit integriertem, nachgeführten Reflektor (Kreise) und eines Kollektormoduls (Dreiecke)



Die thermische Modellierung der konkreten Prozesswärmeanlage erfolgt durch ein Gesamtmodell, in welchem das Kollektorfeld, die Feldverrohrung, die Versorgungsleitungen, Wärmetauscher, ein die jeweilige Betriebsweise steuernder Controller, das konkrete Lastprofil, welches dem geforderten Bedarf entspricht, ein weiterer Verbraucher und ein Speicher enthalten sind. Dies geschieht mittels des thermischen und dynamischen Simulationsprogramms TRNSYS. Mittels eines in TRNSYS implementierten „Datareaders“ werden durch Strahlverfolgungsrechnungen (ASAP) ermittelte optische Effizienzen mit den dazugehörigen Wetterdaten und Bestrahlungsstärken in den jeweiligen Einstrahlungsrichtungen für bestimmte Testreferenzjahre und Regionen, welche wiederum mit einem neu entwickelten Programm in der Programmiersprache mathematica (Version 4.0.1.0., Wolfram Research, 1999) berechnet werden, eingelesen. Das Kollektorfeld wird durch sein rein thermisches Verhalten mittels des MFC Modells [62] in TRNSYS implementiert, da die optische Modellierung ja vollständig über das Strahlverfolgungsprogramm ASAP erfolgt. So wird eine exakte Kombination des thermischen und des optischen Verhaltens gewährleistet.

10 Ergebnisse der Simulationen

Für welche Anwendung, welches Betriebstemperaturniveau und welchen Standort ein Kollektortyp nun tatsächlich am besten geeignet ist, wird erst dann deutlich, wenn dieser in eine konkrete Anlage mit einem realistischen Lastprofil eingebunden ist. Die wichtigsten und aussagekräftigsten Ergebnisse von Simulationen kompletter Prozesswärmeanlagen, sowie die reiner Kollektorfelder werden in diesem Kapitel dargestellt und diskutiert. Die Aperturfläche der Kollektorfelder der Anlagen beträgt stets 2000 m². Lediglich für den in Abb. 10.9 dargestellten Vergleich wurde eine andere Aperturfläche angenommen.

10.1 Sensitivitätsanalysen

Der Übersichtlichkeit halber wurden für Simulationen der in Kap. 3 vorgestellten Kollektoren folgende Abkürzungen verwendet:

K 1	nicht-nachgeführter Kollektor mit außenliegendem Spiegel
K 2	nicht-nachgeführter Kollektor mit u-förmigem Absorber
K 3	IST-Parabolrinne
K 4	Röhrenkollektor mit innenliegendem, nachgeführten Spiegel
S	Sevilla
K	Kopenhagen
m₁	Massenstrom entspricht 30 000 kg/h, bzw. 15 kg/h/m ²
m₂	Massenstrom entspricht 60 000 kg/h, bzw. 30 kg/h/m ²
m₃	Massenstrom entspricht 130 000 kg/h, bzw. 65 kg/h/m ²
m₄	Massenstrom entspricht 200 000 kg/h, bzw. 100 kg/h/m ²
T₁	Temperaturniveau sehr niedrig: $T_{in} = 100\text{ °C}$, $T_P = 75\text{ °C}$
T₂	Temperaturniveau niedrig: $T_{in} = 150\text{ °C}$, $T_P = 100\text{ °C}$
T₃	Temperaturniveau standard: $T_{in} = 200\text{ °C}$, $T_P = 150\text{ °C}$
T₄	Temperaturniveau hoch: $T_{in} = 250\text{ °C}$, $T_P = 200\text{ °C}$
OW	Ost-West-Ausrichtung mit einem Anstellwinkel von 20°
NS	polare Nord-Süd-Ausrichtung

Tab. 10.1 in diesem Kapitel verwendete Abkürzungen

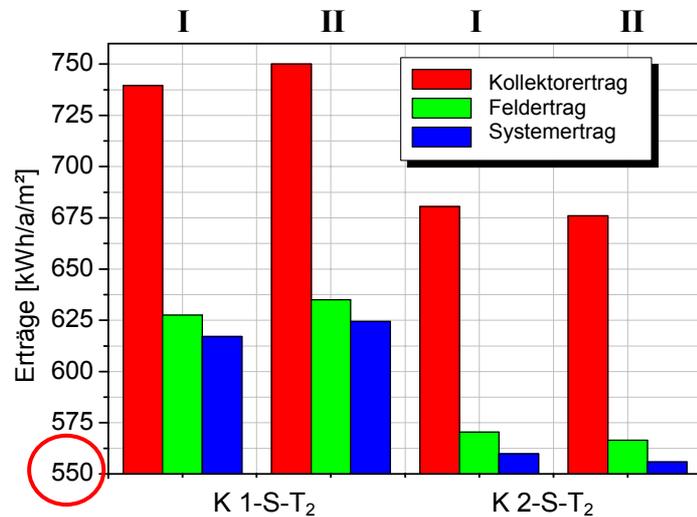
Zunächst wird geprüft, wie exakt die Optik überhaupt eingehen muss, um einen merkbaren Einfluss auf den Ertrag zu haben (siehe Abb. 5.1). Anschließend wird der optimale Massenstrom für die mit Thermoöl durchströmten Kollektorfelder bestimmt, mit welchem für sämtliche Kollektoren möglichst hohe Leistungen zu erwarten sind. Dieser optimale Massenstrom dient dann als Grundlage für weitere Sensitivitätsanalysen, wie den Einfluss der Ausrichtung und den der Betriebstemperaturen auf die Erträge unterschiedlichen Kollektoren verschiedener Standorte. Auf der Basis dieser Analysen können wiederum die am besten geeigneten Kollektoren ausgewählt werden, um optimale Standort-Kollektor-Anwendungs-Kombinationen herauszufinden.

10.1.1 Sensitivität hinsichtlich der Genauigkeit der Optik

Es wurde bereits in Kapitel 5.2 darauf eingegangen, wie groß die Abweichungen der mit dem Separationsansatz angenäherten Wirkungsgradflächen von den tatsächlich simulierten Flächen sind und dass es deshalb notwendig ist, wie in Kap. 9.3 erläutert, diese Wirkungsgradflächen zweidimensional möglichst genau mit einem Algorithmus anzunähern. In Abb. 10.1.a sind

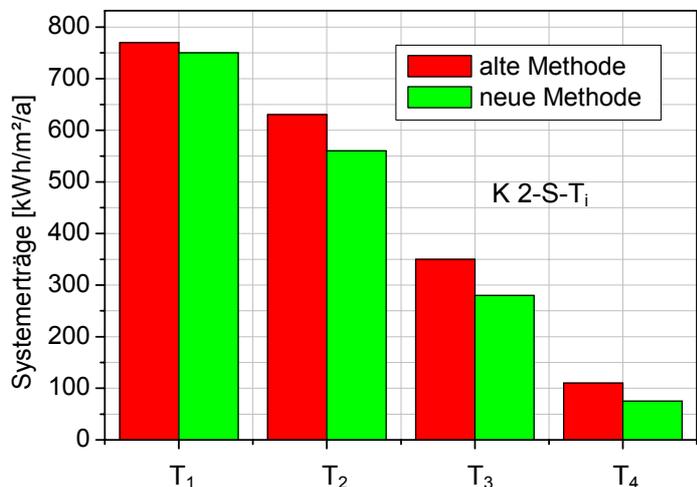
jeweils auf der rechten Seite die Erträge der in Kap. 9.1 beschriebenen Prozesswärmanlage mit Approximation der Wirkungsgradflächen durch Taylorreihenentwicklung für 2 Variablen mit einer Standardabweichung von über 0,045 zu erkennen (II: jeweils rechter Balken der jeweiligen Kollektoren). Hierbei ist zu berücksichtigen, dass die Approximation durch Taylorreihen noch wesentlich genauer ist als die Verwendung des IAM-Produktes nach der klassischen Methode (siehe hierzu Abb. 5.1). Jeweils auf den linken Seiten (I) hingegen sind die Ergebnisse von den selben Anlagen mit den in den Kap. 4.2 und 9.3 dargestellten, mit Standardabweichungen um 0,02 deutlich genauer approximierten Wirkungsgradflächen zu erkennen. Die Auswirkungen auf die Kollektor- und Systemerträge sind sichtbar. So ändert sich beispielsweise der Kollektorertrag für den nicht-nachgeführten Kollektor mit externem Reflektor um 1,8 % und der Systemertrag sogar um 2,0 %. Der Kollektor- und der Systemertrag der Anlagen mit einem Feld aus nicht-nachgeführten Kollektoren mit u-förmigen Absorbern ändern sich durch verschiedene in die Simulationen eingehende Approximationen der Wirkungsgradflächen um jeweils 1,0 %. Die Güte der Approximation hat also einen merkbaren Einfluss auf den Kollektor-, Feld-, wie auch auf den Systemertrag.

Abb. 10.1.a Einfluss der Güte der approximierten optischen Wirkungsgradflächen der nicht-nachgeführten in dieser Arbeit untersuchten Kollektoren auf die Kollektor-, Feld- und Systemerträge. Die jeweils linken (I) Anlagenkombinationen stehen für die genauen, in Kap. 9.3 erläuterten Approximationen. Rechts davon (II) sind die Kombinationen mit schlechteren Approximationen durch Taylorreihen zu sehen. (polare NS-Aufstellung)



In Abb. 10.1.b sind Simulationen nach der neuen Methodik und Simulationen, basierend auf Ergebnissen, die durch die klassische Methode unter Verwendung des Separationsansatzes gemacht wurden, aufgetragen. Die Abweichungen der Ergebnisse der alten und neuen Methodik betragen bis zu 8 % für den Kollektor K 2.

Abb. 10.1.b Simulationen des K 2-Kollektors für den Standort Sevilla nach der alten (rot) und nach der neuen Methode für verschiedene Betriebstemperaturbereiche (Temperaturen aufsteigend von links nach rechts). Die Abweichungen betragen bis zu 8 %.



10.1.2 Sensitivität hinsichtlich des Massenstroms

Aus den in Kapitel 5.4 erläuterten Gründen wurde die maximal zulässige Strömungsgeschwindigkeit zu 1 m/s gewählt. Wie aus Formel 5.3 ersichtlich, errechnet sich hieraus mit dem Absorberdurchmesser der maximal zulässige Massenstrom. Somit ergibt sich ein maximal zulässiger Massenstrom von 130 000 kg/h durch den Absorber mit kleinstem Durchmesser, also durch den Röhrenkollektor mit internem, nachgeführten Spiegel. Das Optimum für diesen Kollektor liegt bei 60 000 kg/h (Abb. 10.2), welches ebenfalls die besten Werte für die nicht-nachgeführten Kollektoren mit zwar etwas größeren, aber ähnlichen Absorberdurchmessern liefert. Auch wenn dieser Wert für die Parabolrinne mit ihrem um den Faktor 4 größeren Absorberrohrdurchmesser nicht ganz optimal ist, wurde er aufgrund der geringeren Sensitivität der Rinnen hinsichtlich des Massenstroms und der insgesamt viel niedrigeren Wärmeverluste der Rohrleitungen für alle weiteren Sensitivitätsanalysen verwendet. Dies ist bedingt durch die serielle Verschaltungsmöglichkeit der einzelnen Rinnen in lange Reihen (siehe Abb. 4.7.b) und damit insgesamt kürzeren Rohrleitungen. Prinzipiell steigen die Wärmeverluste des Kollektorfeldes selbstverständlich mit wachsendem Rohrdurchmesser an, und dies umso stärker, je höher die Fluidtemperatur ist. Auch ist der Ertrag der Rinnen aufgrund der insgesamt geringeren Wärmeverluste der Rohrleitungen nicht so stark abhängig vom Massenstrom wie der Ertrag der anderen Kollektoren. Ein großer Teil der Wärmeverluste der Rohrleitungen entsteht im Anlaufbetrieb und während der Betriebspausen, sodass zusätzlich noch die Kategorie Betriebsverluste eingeführt wurde. So erkennt man in Abb. 10.3 das massive Ansteigen der Betriebsverluste im Falle des Röhrenkollektors mit integriertem, nachgeführten Spiegel mit abnehmendem Massendurchfluss, obwohl der Systemertrag sein Optimum bei einem Massenstrom von 30 kg/h pro m² Aperturfläche hat. Das Minimum der Betriebsverluste der Parabolrinne liegt hingegen bei 65 kg/h pro m² Aperturfläche.

Abb. 10.2

Bestimmung des optimalen Massenstromes durch maximale Systemerträge des Röhrenkollektors mit integriertem, nachgeführten Reflektor für den Standort Sevilla. Dieser Massenstrom stellte sich ebenfalls als optimal für die nicht-nachgeführten Kollektoren heraus. (polare NS-Aufstellung)

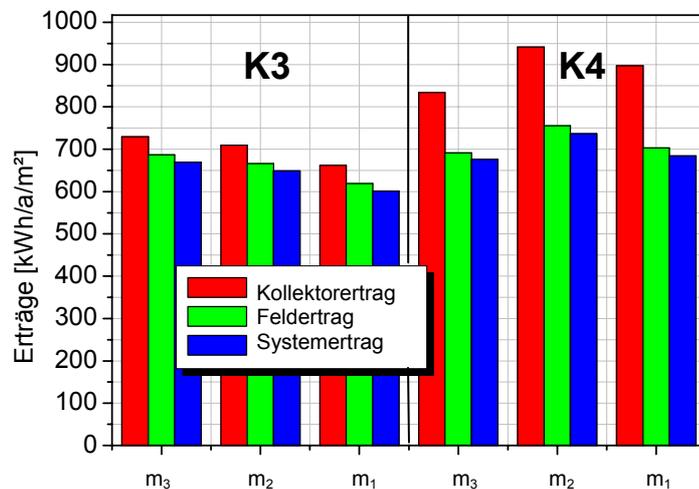
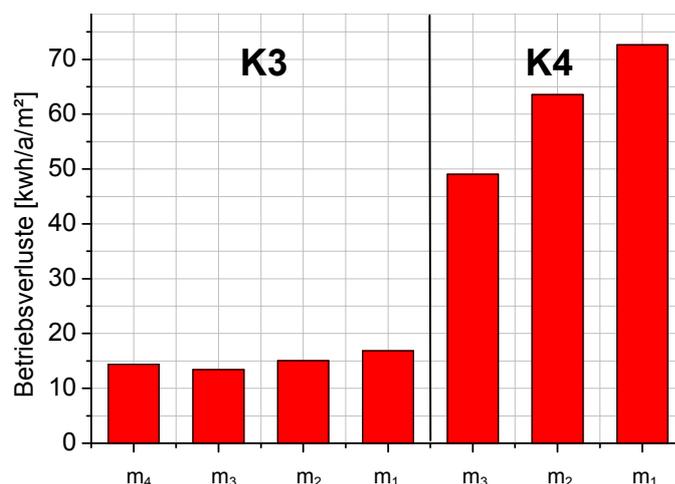


Abb. 10.3

Betriebsverluste der Parabolrinne K3 und des Röhrenkollektors mit integriertem, nachgeführten Reflektor K4 für den Standort Sevilla. Die Betriebsverluste liegen im Falle des K4 Kollektors nicht bei dem Massenstromwert des optimalen Systemertrages (polare NS-Aufstellung) (vgl. mit K4, Abb. 10.2, Näheres in Kap. 9.1)



10.1.3 Sensitivität hinsichtlich der Ausrichtung

In Kapitel 4.3.1 wurde erläutert, weshalb der Röhrenkollektor mit integriertem, nachgeführten Reflektor polar, d.h. mit der Kollektorachse parallel zur Erdachse, in Nord-Süd-Richtung aufgestellt werden sollte. Die einzigen optischen Verluste sind in diesem Fall Kosinusverluste, Verluste durch Fresnel'sche Reflexionen, geringe Endverluste sowie Verluste durch Verschattungen bei Sonnenauf- und -untergang. Letztere können durch einen genügend großen Röhrenabstand erheblich reduziert werden. Konstruktionsbedingt sollte eine Parabolrinne mit 2,3 m Breite horizontal aufgestellt werden. Allerdings stellt sich hier die Frage, ob eine Ost-West- oder eine Nord-Süd-Ausrichtung vernünftiger ist. Da die Rinnen über keine Endreflektoren verfügen und die Endverluste damit aufgrund des großen Absorber-Reflektorabstandes hoch sind, erscheint eine Nord-Süd-Aufstellung sinnvoller, was in weiteren Arbeiten am ZAE Bayern durch TRNSYS-Simulationen bestätigt wurde. Aus diesen Gründen wird in dieser Arbeit nur die horizontale Nord-Süd-Aufstellung diskutiert.

Bei den nicht-nachgeführten CPC-Kollektoren hingegen wird üblicherweise eine Ost-West-Aufstellung favorisiert, da diese Kollektoren, z. B. der mit externem Reflektor, häufig für einen Akzeptanzhalbwinkel in der Größenordnung der Deklination ausgelegt und optimiert werden. Der nicht-nachgeführte Kollektor mit u-förmigem Absorber hingegen soll nach Herstellerangabe in mehreren Ausrichtungen montierbar sein [11]. Deshalb sollen diese Kollektoren hinsichtlich ihrer Aufstellmöglichkeiten auch für einen längeren Zeitraum untersucht werden. In Kapitel 4.3 wurden ja bereits die Felder hinsichtlich einer stets vernachlässigbaren Verschattung ausgelegt. Es werden im Folgenden die Erträge der Anlagen bei verschiedenen Betriebstemperaturniveaus und unterschiedlichen Aufstellungen untersucht (Abb. 10.4.a-d).

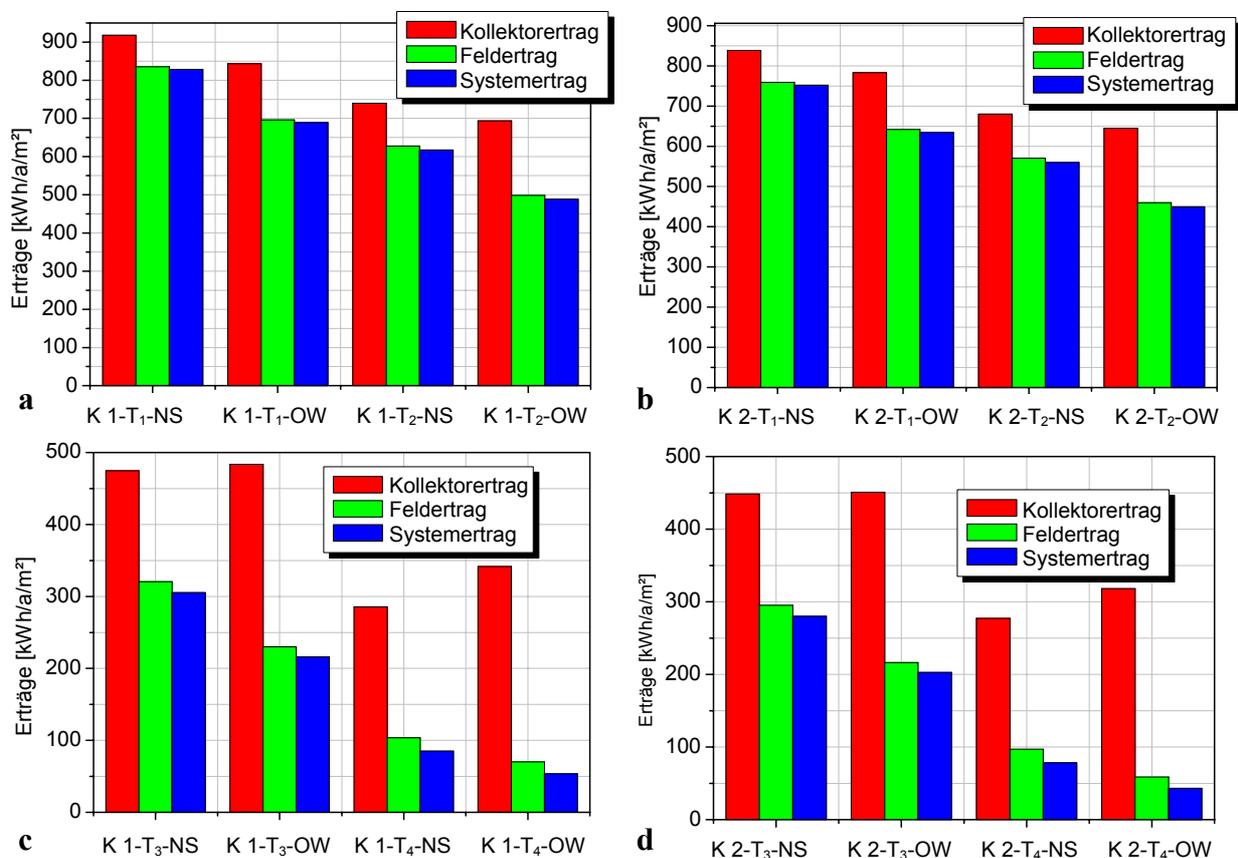


Abb. 10.4.a - d Einfluss der Aufstellung und des Betriebstemperaturniveaus auf die Erträge von Prozesswärmanlagen mit nicht-nachgeführten Röhrenkollektorfeldern für den Standort Sevilla beim Massenstrom m_2

Man erkennt in den Abbildungen 10.4.a und b, dass für Kollektoreintrittstemperaturen bis 150 °C für beide Kollektoren die polare Nord-Süd-Aufstellung vorzuziehen ist. Dies gilt sowohl für die Kollektor- wie auch für die Feld- und Systemerträge. Abbildungen 10.4.c und d bestätigen die häufig geäußerte [9, 13, 26, 71] Ansicht, dass für hohe Kollektorerträge nicht-nachgeführter Kollektoren zum Erreichen höherer Temperaturen eine Ost-West-Aufstellung einer Nord-Süd-Aufstellung vorzuziehen ist. Nicht beachtet wurde hierbei allerdings die Tatsache, dass Verschattungen sich bei einer Ost-West-Aufstellung viel stärker auswirken (siehe Kapitel 4.3.4) und die Module dann deutlich weiter entfernt voneinander aufgestellt werden müssen (Leitungslängen in Kapitel 4.3). So liegen beispielsweise bei der hier gewählten Feldauslegung nach Kapitel 4.3.4 zwar die Kollektorerträge bei Kollektoreintrittstemperaturen von 250 °C deutlich über denen der Nord-Süd-aufgestellten Module, aber die System- und Felderträge sind dennoch niedriger. Aus diesem Grund sollte stets ein Abwägen hinsichtlich hinnehmbarer Verschattungen und Wärmeverluste der Rohrleitungen durchgeführt werden. Da jedoch die Ost-West-Aufstellung erst oberhalb von Kollektoreintrittstemperaturen von 250 °C vorzuziehen ist und die nicht-nachgeführten Kollektoren hier im Vergleich zu den nachgeführten ohnehin nur wenig Erträge bringen (siehe hierzu Kap. 10.1.4), wird auf weitere Sensitivitätsanalysen und Ertragsrechnungen mit dieser Aufstellung verzichtet.

Zusätzlich fällt in den Abbildungen 10.4.a-d auf, dass der Systemertrag nicht sehr viel kleiner als der Feldertrag ist. Dies liegt an dem relativ kleinen solaren Deckungsgrad, der definiert ist durch die solar gewonnene Energiemenge geteilt durch die für den Prozess geforderte Energiemenge pro Jahr. Dieser solare Deckungsgrad ist stets unterhalb von 40 %. Er hat Einfluss auf den Systemertrag, da er sich auf die zu speichernde Energiemenge auswirkt: das Speichern von Wärme im Druckwasserspeicher hat eine Erhöhung der mittleren Temperatur in der Anlage zur Folge, was zu höheren thermischen Verlusten führt. Je größer der solare Deckungsanteil, desto größer ist die zwischenzeitlich zu speichernde Energiemenge.

Ebenfalls ist in den Abbildungen 10.4.c-d eine Vergrößerung der Differenzen zwischen Feld- und Systemertrag mit ansteigender Temperatur erkennbar. Das liegt an den ebenfalls ansteigenden Wärmeverlusten der Rohrleitungsmodule P_3 und P_4 innerhalb des Gebäudes und an den größeren Speicherverlusten aufgrund höherer Temperaturen.

10.1.4 Sensitivität hinsichtlich der Betriebstemperatur

Für die Standorte Sevilla und Kopenhagen wurden Sensitivitätsanalysen hinsichtlich der Betriebstemperatur durchgeführt. Eine detaillierte Analyse sämtlicher untersuchter Kollektoren für den einstrahlungsreichen Standort Sevilla soll zunächst prinzipielle Potenziale aufzeigen (siehe hierzu Abb. 10.5.a-d). Für den Standort Kopenhagen mit niedriger jährlicher Einstrahlung werden die dafür am besten geeigneten Kollektoren ausgewählt, die anschließend wiederum in Abhängigkeit vom Betriebstemperaturniveau genauer für diesen Standort untersucht werden.

Erwartungsgemäß sind die Erträge nachgeführter Kollektoren trotz niedrigerer Wirkungsgrade für diffuse Strahlung in sämtlichen Temperaturbereichen höher. Allerdings sind die Systemerträge bei Verwendung dieser Kollektoren in dem in Abb. 10.5.a dargestellten Betriebstemperaturbereich lediglich 20 % (Röhrenkollektor mit integriertem, nachgeführten Reflektor K4) bzw. 16 % (Parabolrinnen-Kollektor K3) höher als bei Verwendung der nicht-nachgeführten Kollektoren K1 und K2. Jedoch bereits ab Kollektoreintrittstemperaturen oberhalb von 150 °C liegen für den Systemertrag die Differenzen bereits bei 33 % (K 4), bzw. 26 % (K 3). Im Standardtemperaturbereich sind die Differenzen (Abb. 10.5.c) noch größer. Im Betriebstemperaturbereich von 250 °C (T_{in}), bzw. 200 °C (T_P) sind die Systemerträge des

besseren nicht-nachgeführten Kollektors sogar um 83 % im Vergleich zum Röhrenkollektor mit integriertem, nachgeführten Reflektor und um 80 % zum Parabolrinnen-Kollektor K3 höher. 90 kWh/a/m² ist ein derart geringer Jahresertrag, dass die nicht-nachgeführten Kollektoren im höheren Temperaturbereich selbst in strahlungsreichen Regionen nicht zum Einsatz kommen sollten. Obwohl die Kollektorerträge des nachgeführten Röhrenkollektors K4 im niedrigeren Temperaturbereich (Abb. 10.5.a) 17 % und im höheren Temperaturbereich (Abb. 10.5.d) sogar 34 % über denen der Parabolrinne liegen, sind die Systemerträge aufgrund wesentlich höherer Wärmeverluste der Rohrleitungen des Kollektorfeldes (siehe Abb. 10.3) nur 10 – 20 % höher, sodass nach den Ertragsrechnungen letztendlich die Produktionskosten der ausschlaggebende Faktor bei der Systemauswahl sein werden. Die geringsten Erträge weist der nicht-nachgeführte Kollektor mit u-förmigem Absorber auf. Dies liegt an den schlechteren optischen Eigenschaften dieses Kollektors (siehe Kapitel 4.2).

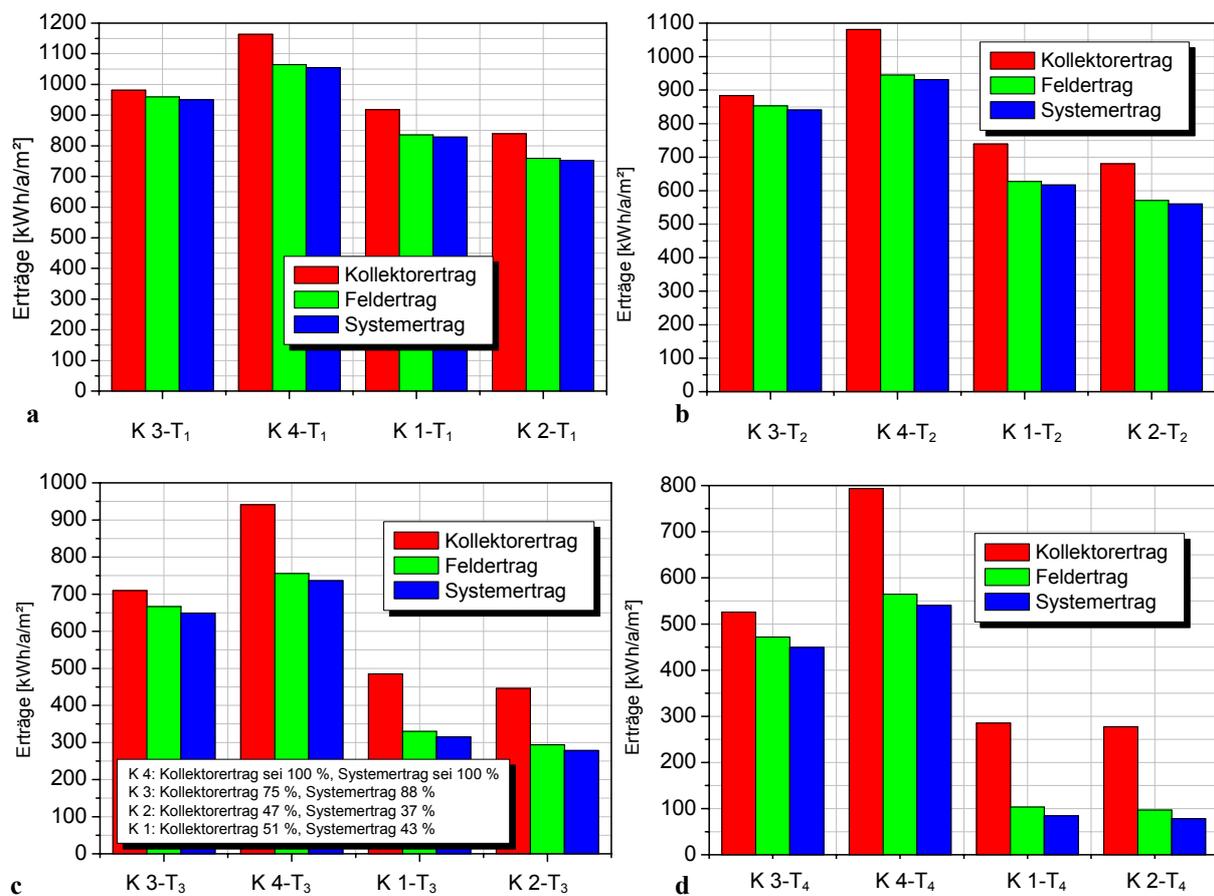


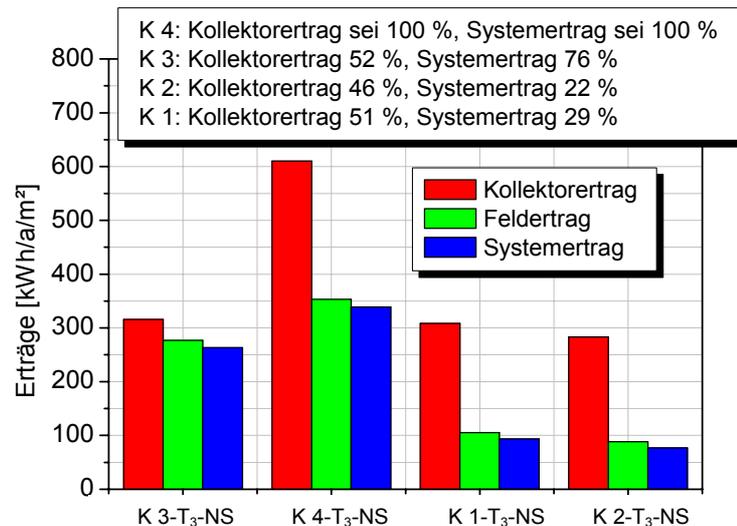
Abb. 10.5.a-d Erträge aller untersuchten Kollektoren in polarer Nord-Süd-Aufstellung für Sevilla für vier unterschiedliche Betriebstemperaturen; die Prozess-, bzw. Kollektoreintrittstemperaturen steigen von a bis d von 75 bzw. 100 °C auf 200 bzw. 250 °C.

Hinsichtlich der Differenzen zwischen Feld- und Systemertrag gelten die Anmerkungen von Abb. 10.4.a-d. Zusätzlich fällt in den Abb. 10.5.c-d auf, dass diese Differenzen bei den nachgeführten Kollektoren größer sind, also bei den Kollektoren mit höheren Kollektorerträgen, als bei den nicht-nachgeführten Kollektoren. Das erklärt sich durch höhere solare Deckungsgrade und damit höhere Temperaturen in den Rohrleitungsmodulen P₃ und P₄ und im Speicher, was höhere Wärmeverluste dieser Rohrleitungsmodule und des Speichers bedeutet.

Für Kopenhagen ergaben Ertragsrechnungen im Standardtemperaturbereich (Kollektoreintrittstemperatur 200 °C, Prozesstemperatur 150 °C) die in Abb. 10.6 dargestellten Resultate.

Abb. 10.6

Ertragsrechnungen für Kopenhagen im Standardtemperaturbereich (Kollektoreintrittstemperatur beträgt 200 °C, Prozesstemperatur 150 °C)



Die Tatsache, dass der Kollektor-ertrag des K 3-Kollektors in Kopenhagen bei nur 52 % des Kollektor-ertrages des K 4-Kollektors liegt, erklärt sich neben deutlich geringeren thermischen Verlusten des im Vakuum liegenden Absorbers bei den niedrigeren Außentemperaturen im Gegensatz zu Sevilla durch die polare Aufstellung. Kopenhagen befindet sich auf einem wesentlich höheren Breitengrad, sodass eine polare Aufstellung gerade bei paraboloiden Kollektoren die Kosinus- und Endverluste erheblich reduziert, da sich bei diesen Kollektoren der Absorber weiter entfernt vom Reflektor befindet als bei Kollektoren mit CPC-förmigem Reflektor. Betrachtet man jedoch die Differenz der System-erträge der beiden nachgeführten Kollektoren, so erkennt man, dass hier die Differenz mit 24 % zwar höher als in Sevilla ist, jedoch nur bei 50 % der Differenz der Kollektor-erträge liegt. Da bezahlbare, vakuumisolierte Rohrleitungen für Rohre geringen Durchmessers (unterhalb von 5 cm) derzeit noch nicht erhältlich sind und diese deshalb mit herkömmlichen Isolierungen versehen sind (siehe hierzu Kapitel 9.2), wird dieser Gewinn durch die konzeptionell bedingte Parallelschaltung des Röhrenkollektors (siehe Abb. 4.3.b) aufgrund starker Wärmeverluste der Rohrleitungen zur Hälfte zunichte gemacht. In Abb. 10.6 sind wie in Abb. 10.5.c-d die Differenzen zwischen Feld- und System-ertrag der nachgeführten Kollektoren größer als bei den nicht-nachgeführten (Begründung s. o.).

Dass die nicht-nachgeführten Kollektoren für diesen Standort und dieses Temperaturniveau nicht geeignet sind, ist anhand der Abbildung 10.6 offensichtlich. Obwohl die Kollektor-erträge aufgrund der Evakuierung und der polaren Aufstellung dieser Kollektoren auf dem Niveau der Parabolrinne liegen, fallen hier die System-erträge durch die parallele Verschaltung sehr niedrig aus (siehe Abb. 4.3.b).

Abb. 10.7.a und b zeigen für die nachgeführten Kollektoren, als die für Kopenhagen am besten geeigneten, die Erträge für die verschiedenen Betriebstemperaturniveaus. Man erkennt, dass bei hohen Betriebstemperaturen (T₄-Bereich) der Kollektor-ertrag des Röhrenkollektors mit integriertem, nachgeführten Reflektor um 139 % besser ist, als der des Parabolrinnen-Kollektors, der System-ertrag hingegen um lediglich 25 %. Im T₃-Betriebstemperaturbereich ist der Kollektor-ertrag um 90 %, der System-ertrag um 31 %, im niedrigen T₂-Temperaturbereich um 68 %, bzw. 33 % und im sehr niedrigen Temperaturbereich (T₁-Bereich) ist der Kollektor-ertrag schließlich nur noch um 27 %, und der System-ertrag nur um 33 % höher. Somit sinkt mit niedrigeren Betriebstemperaturen die Differenz der Kollektor-

träge, d.h. die fehlende Evakuierung der Absorberummantelung der Rinne wirkt sich nicht mehr so dramatisch aus, aber dafür steigt die Differenz der Systemerträge zugunsten des Röhrenkollektors mit integriertem, nachgeführten Reflektor. Dieser Ertragsanstieg findet allerdings nur bis zu einem gewissen Temperaturniveau statt. Ab dem T_2 -Betriebstemperaturniveau stagniert er. Auch in Abb. 10.7 kann man den Anstieg der Differenz von Feld- und Systemertrag mit steigender Temperatur erkennen (Begründung siehe Kapitel 10.1.3).

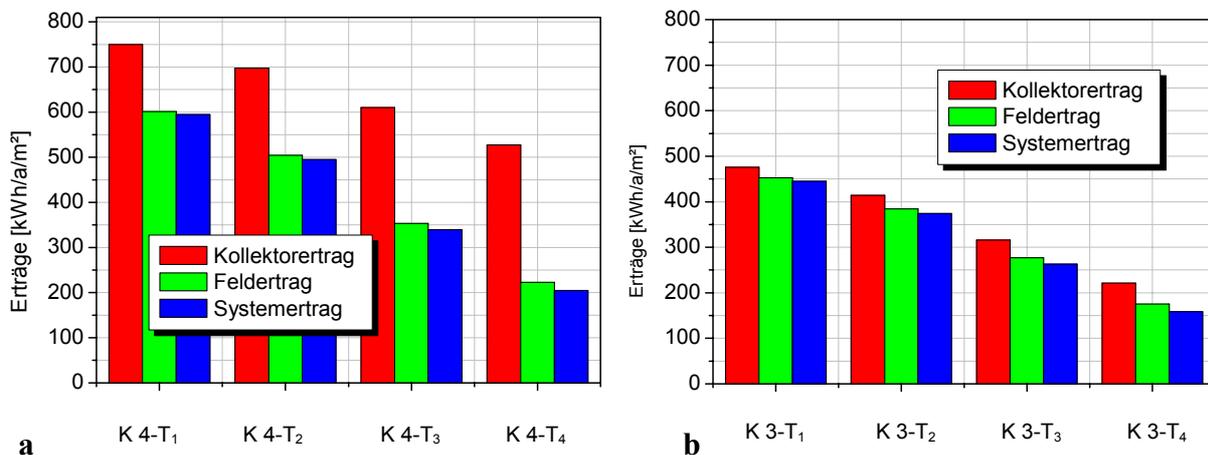


Abb. 10.7.a und b Erträge der nachgeführten Kollektoren für vier verschiedene Betriebstemperaturniveaus für Kopenhagen, aufgestellt in Nord-Südrichtung

Prinzipiell lässt sich sagen, dass gerade in kühleren Regionen mit hohen Breitengraden und niedriger Einstrahlung der Systemertrag parallel verschalteter Module im Gegensatz zu dem seriell verschalteter weit unter dem Kollektor-ertrag liegt, da durch die parallele Verschaltung lange Rohrleitungen notwendig sind. Gerade in diesen kühleren Regionen wirken sich Rohrverluste herkömmlich isolierter Rohre bei ohnehin geringerer Einstrahlung aus, da die Kollektormodule in größerem Abstand als in Regionen niedriger Breitengrade aufgestellt werden müssen, um eine Verschattung zu vermeiden (vgl. Tab. 4.1). Wettgemacht wird dies durch die deutlich höheren optischen Effizienzen polar aufgestellter Kollektoren im Gegensatz zu horizontal aufgestellten Parabolrinnen-Kollektoren mit ihren hohen Kosinus- und Endverlusten. Dies gilt insbesondere in Regionen hoher Breitengrade mit häufigem schrägen Einfall der Solarstrahlung. Zudem ist der Diffuswirkungsgrad des Parabolrinnen-Kollektors deutlich geringer als der des Röhrenkollektors mit integriertem, nachgeführten Reflektor und in Sevilla ist der Diffusanteil der Einstrahlung geringer als in Kopenhagen.

10.1.5 Verschiedene Standort-Kollektor-Kombinationen

Es soll nun noch untersucht werden, ob Kollektortypen für den Einsatz an bestimmten Standorten besonders geeignet sind. Deshalb werden Berechnungen für eine kühlere Region mit hohem Breitengrad (Kopenhagen) und eine warme Region mit niedrigem Breitengrad (Sevilla) durchgeführt. Die Kollektoren, die für kalte, wie auch warme Regionen prinzipiell geeignet sind, sollen miteinander verglichen werden. Das trifft zu für den Parabolrinnen-, wie auch für den Röhrenkollektor mit integriertem, nachgeführten Spiegel. Die Ergebnisse sind in Abb. 10.8.a und b dargestellt. Man erkennt, dass die Kollektor-, Feld- und Systemerträge der Anlage mit dem **Parabolrinnen-Kollektor** in Sevilla in allen drei Betriebstemperaturbereichen doppelt so hoch sind wie in Kopenhagen. Die Differenzen zwischen den jeweiligen System- und Kollektor-erträgen des Parabolrinnen-Kollektors sind in allen Betriebstemperaturbereichen nahezu gleich. Sie verringern sich also prozentual für den einstrahlungsreichen, wärmeren Standort Sevilla, da hier die Kollektoren dichter aufgestellt werden können (vgl. Tab. 4.1).

Abb. 10.8.a

Jahreserträge des K 4- und des K 3-Kollektors für **Kopenhagen** in NS-Aufstellung für drei verschiedene Betriebstemperaturniveaus T_2 , T_3 und T_4

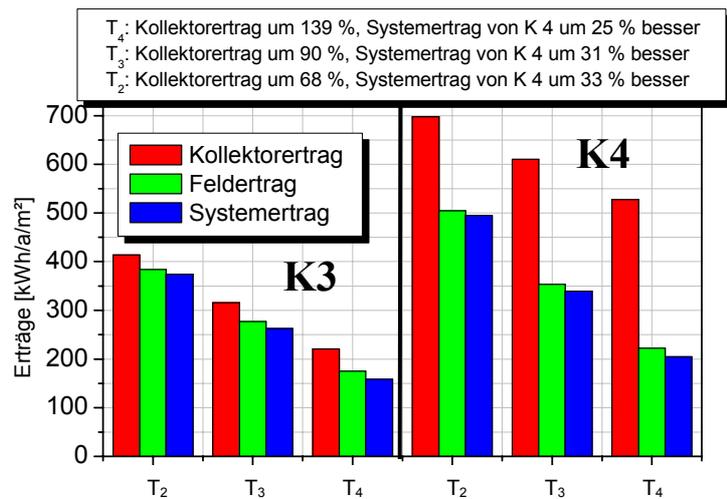
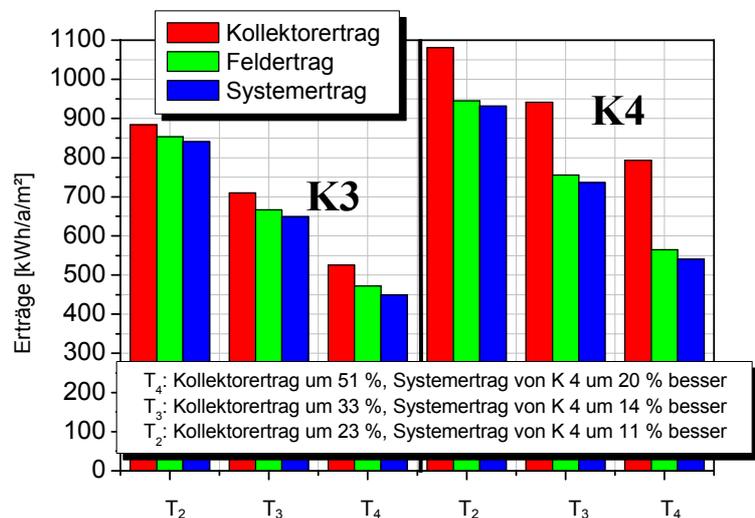


Abb. 10.8.b

Jahreserträge des K 4- und des K 3-Kollektors für **Sevilla** und die drei verschiedenen Betriebstemperaturniveaus T_2 , T_3 und T_4 , NS-Aufstellung



Im Falle des **Röhrenkollektors mit integriertem, nachgeführtem Reflektor** verringern sich die Differenzen um ein Drittel zwischen Kollektor- und Systemertrag für Sevilla gegenüber Kopenhagen in allen Betriebstemperaturbereichen, da auch hier die Kollektormodule dichter aufgestellt werden können, was zu einer Verringerung der Wärmeverluste der Rohrleitungen führt. Diese Differenzen sind für die einzelnen Temperaturbereiche nicht gleich, sondern vergrößern sich aufgrund der Wärmeverluste der Rohrleitungen erwartungsgemäß erheblich mit steigender Betriebstemperatur. Dennoch ist der Systemertrag in Sevilla auch für den T_4 -Bereich fast dreimal so hoch wie der in Kopenhagen. Er ist zudem an diesem Standort um 20 % höher als der der Parabolrinne. Im T_2 -Bereich hingegen beträgt die Differenz zwischen Anlagen beider Kollektoren für Sevilla lediglich 11 %. Beide Kollektoren liefern in Kopenhagen bei sehr hohen Betriebstemperaturen (T_4 -Bereich) 200 kWh/a/m² oder weniger. Derart geringe Jahreserträge sind zu klein, um solche Kollektoren tatsächlich effizient in diesen Regionen und Temperaturbereichen betreiben zu können.

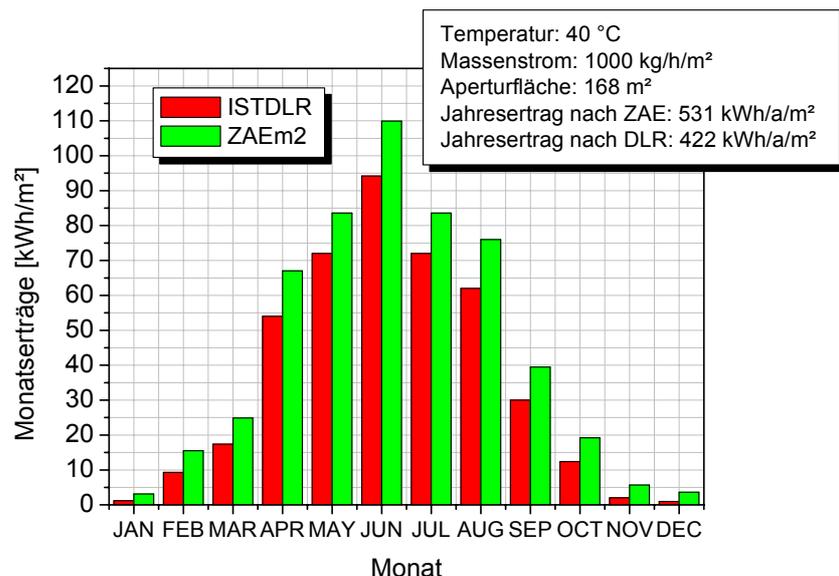
In den Abb. 10.8.a-b erkennt man den Anstieg der Differenz zwischen Feld- und Systemertrag mit steigender Temperatur besonders deutlich (Begründung wie in den vorhergehenden Kapiteln).

10.2 Einfluss von Konstruktionsdetails auf den Ertrag

Wie bereits in Kapitel 4.2 erläutert, liegen die von Krüger et al. [55] bei der Deutschen Gesellschaft für Luft- und Raumfahrt (DLR) gemessenen optischen Wirkungsgrade deutlich unter den mittels Strahlverfolgung gewonnenen Daten, sodass die niedrigeren, gemessenen optischen Wirkungsgrade vermutlich von einer nicht exakten Nachführung und von Verformungen des Absorbers bzw. des Parabolspiegels herrühren. Es wurden TRNSYS-Simulationen für Kopenhagen und die Versuchsanlage der DLR durchgeführt, wobei die Simulationen unter den gleichen Voraussetzungen und mit den selben Massenströmen wie bei den Experimenten der DLR [55] erfolgten (siehe Abb. 10.9). Hierbei wurden wie bei den Anlagensimulationen die dort gemessenen thermischen Verlustkoeffizienten verwendet. Jedoch gingen in das im Rahmen dieser Arbeit bestimmte optische Verhalten die Verbiegungen durch die konstruktionsbedingten Scharniere mit ein. Der von Krüger et al. [55] gemessene optische Wirkungsgrad für normale Einstrahlung liegt mit 0,69 12 % unter dem mittels Strahlverfolgung bestimmten optischen Wirkungsgrad von 0,78. Wie stark die Ergebnisse voneinander abweichen, ist in Abb. 10.9 dargestellt. Die Differenz für den Jahresertrag beträgt 109 kWh/m²/a, d. h. der von Krüger et al. [55] simulierte Jahresertrag für Kopenhagen liegt 20 % unter dem im Rahmen dieser Arbeit bestimmten. Diese Ergebnisse konnten durch im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte TRNSYS-Simulationen, gerechnet nach der klassischen Methode, reproduziert werden. Hierbei gingen die von Krüger et al. [55] experimentell bestimmten Parameter ein, die für die optischen Eigenschaften des Kollektors maßgeblich sind.

Abb. 10.9

Vergleich der von Krüger et al. [55] durchgeführten TRNSYS-Simulation für den Standort Kopenhagen (rot) mit der in dieser Arbeit durchgeführten Simulation (grün), welche die in dieser Arbeit bestimmte Optik enthält. Dargestellt sind die reinen Kollektorerträge.

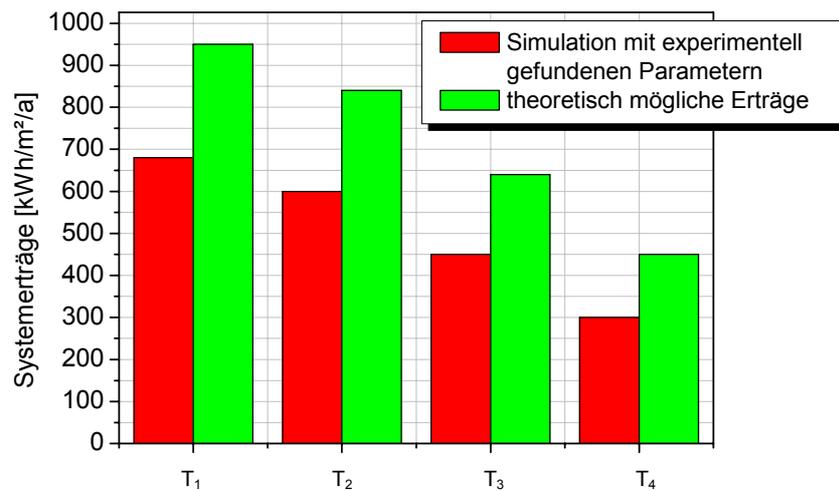


Bemerkenswert ist, dass die Parabolrinnen in den Wintermonaten am Standort Kopenhagen so gut wie keine Erträge liefern.

Für den Standort Sevilla wurden mit der ausgewählten und in Kapitel 9.1 vorgestellten Prozesswärmanlage für ein Meteororm-Wetterjahr Simulationen nach der in dieser Arbeit entwickelten Methode und nach der herkömmlichen Methode, ebenfalls mit den von Krüger et al. [55] bestimmten optischen und thermischen Wirkungsgraden durchgeführt. Bei den Simulationen nach der neuen Methode wurden die die thermischen Verluste beschreibenden Parameter von Krüger et al. [55] eingesetzt. Erwartungsgemäß sind die Abweichungen groß; sie bei bis zu 28 %.

Abb. 10.10

Simulationen für den Standort Sevilla mit der in Kapitel 9.1 vorgestellten Prozesswärmanlage für von links nach rechts steigende Kollektoreintrittstemperaturen von 100-250 °C und Prozesstemperaturen von 75-200 °C und der IST-Parabolinne (K 3)



Man erkennt in Abb. 10.10, wie wichtig für diesen Kollektor die Realisierung einer exakten Nachführung ist. Bei der Optimierung optisch relevanter Flächen solcher Kollektoren mittels Strahlverfolgung ist also ein genügend großer Akzeptanzhalbwinkel essentiell. Auf diese Weise wird genügend Spielraum für die Nachführung gelassen. Bei größerem Akzeptanzhalbwinkel bzw. geringerem Konzentrationsverhältnis des jeweiligen Kollektors vergrößert sich das Verhältnis Absorbergröße / Eintrittsapertur. Das bewirkt wiederum größere Wärmeverluste des Absorber bzw. Kollektors. Dennoch sollte ein genügend großer Akzeptanzhalbwinkel stets beachtet und notwendige Anforderungen an die Nachführung gering gehalten werden durch möglichst große Toleranzen.

11 Zusammenfassung

Überblick

Es wurde eine neue Methodik zur Optimierung und Auslegung komplexer solarer Prozesswärmeanlagen auf der Basis thermischer Solarkollektoren für Betriebstemperaturen bis 300 °C entwickelt unter gleichzeitiger, möglichst exakter und voneinander getrennter Berücksichtigung des optischen und des thermischen Verhaltens. Dazu werden erstmals die Programme TRNSYS (Simulationsprogramm zum dynamischen Verhalten thermischer Systeme) und ASAP (Macro Language zur Beschreibung des optischen Verhaltens mittels Strahlverfolgung) miteinander kombiniert. Die Anwendung der neuen Methodik erweist sich als Verbesserung sowohl bei Ertragsrechnungen kompletter Prozesswärmeanlagen, als auch bei der Auswertung dynamischer Messungen an einzelnen Kollektorröhren. So konnte zum einen die Genauigkeit von Messungen und Simulationen erhöht werden, insbesondere aufgrund reduzierter Fehler bei großen Einfallswinkeln der Solarstrahlung hinsichtlich der Aperturbene, und zum anderen können Modellierungen und Ertragsrechnungen für neuartige Kollektoren, unabhängig von deren Geometrie, einfacher und schneller durchgeführt werden.

Bisher wurden zur Simulation und Messauswertung von thermischen Solarkollektoren die IAM-Werte (Incidence Angle Modifier) des Kollektors in transversaler und longitudinaler Richtung zur Kollektorachse miteinander multipliziert (Separationsansatz). Der Separationsansatz wird in dieser Arbeit durch den Renka-III-Algorithmus ersetzt, mit dem beliebige Wirkungsgradflächen in zwei Dimensionen angenähert werden können. Dieser Algorithmus beruht nicht auf Triangulierung, sondern auf 10-parametrischen Kosinusreihen, deren Koeffizienten durch die Näherung kleinster Quadrate bestimmt sind. Dynamische Messverfahren benötigen immer ein konkretes Modell, um einzelne Modellparameter identifizieren zu können. In dieser Arbeit wird das sogenannte MFC-Modell (MFC: Matched Flow Collector) verwendet und modifiziert, wodurch eine deutliche Verbesserung der Genauigkeit und ein Umgehen der von den Einfallswinkeln abhängigen Messungenauigkeiten erreicht werden konnte.

Optische Modellierung ausgewählter Kollektoren

Die optische Modellierung von zwei kommerziell erhältlichen, nicht-nachgeführten evakuierten CPC-Röhrenkollektoren (CPC: Compound Parabolic Concentrator) zeigt für beide hohe optische Wirkungsgrade, aber unterschiedliche Charakteristika bezüglich des Winkelbereichs akzeptierter Solarstrahlung (Akzeptanzbereich). Der Akzeptanzbereich des niedriger konzentrierenden Kollektors mit externem Reflektor (geometrische Konzentration, welche bestimmt ist durch das Verhältnis der Aperturbreite zum Absorberumfang, $C = 1,05$) und rohrförmigem Absorber ist zwar kleiner für den Kollektor mit internem Reflektor und u-förmigem Absorber ($C = 1,10$), aber der optische Wirkungsgrad für normale Einstrahlung ist wesentlich höher, da der Absorber bei kleinen Einfallswinkeln bereits nach einmaliger Reflexion getroffen wird, während beim höher konzentrierenden Kollektor mehrere Reflexionen stattfinden. Dies ist wohl darauf zurückzuführen, dass die betreffenden Optimierungsalgorithmen meistens mit idealen Oberflächen arbeiten.

Ebenfalls wurden zwei nachgeführte Systeme untersucht: ein am ZAE Bayern entwickelter evakuierter Röhrenkollektor mit einem in einer Röhre liegenden, nachgeführten Reflektor ($C = 3,2$) und eine einfache, kostengünstige, kommerziell erhältliche, nicht-evakuierte IST-

Parabolrinne ($C = 14,0$). Nachgeführte, schwach konzentrierende Systeme (d. h. relativ große Akzeptanzhalbwinkel) zeichnen sich aus durch hohe optische Wirkungsgrade bei relativ geringer Anforderung an die Genauigkeit der Nachführung. In den Simulationsrechnungen zeigte sich, dass nachgeführte Reflektoren allerdings zu einer deutlich höheren Verschattung benachbarter Röhren bzw. Parabolrinnen führen. Hingegen spielen gegenseitige Verschattungen einzelner, benachbarter Röhren bei nicht-nachgeführten Systemen so gut wie keine Rolle. Vor der Montage sollte jedoch stets eine Optimierung des Abstandes paralleler, schräg aufgestellter Röhrenkollektormodule durchgeführt werden, welche Standort, Breitengrad und Anstellwinkel berücksichtigt.

Kleine Nachführfehler können signifikante Effekte hinsichtlich des Wirkungsgrades bewirken, falls der Akzeptanzhalbwinkel klein ist. Der Akzeptanzhalbwinkel der Parabolrinne entspricht mit nur $1,5^\circ$ lediglich dem Dreifachen des Sonnenöffnungswinkels. So sind die Anforderungen an die Nachführung deutlich höher als die an den evakuierten Röhrenkollektor mit intern nachgeführtem Reflektor mit seinem Akzeptanzhalbwinkel von $5,1^\circ$. Auch Kosinus- und Endverluste großer Parabolrinnen ohne Endreflektoren bewirken aufgrund des großen Abstandes zwischen Absorber und Reflektor eine erhebliche Wirkungsgradverschlechterung bei großen axialen Einfallswinkeln. Hingegen führen Spiegelfehler aufgrund der Spiegelverbiegungen durch konstruktionsbedingte Bauteile, z. B. Scharniere, an den äußeren Rändern der Parabolrinnen zu keiner signifikanten Verschlechterung des Kollektorbetriebes, wurden jedoch in sämtlichen Modellierungen berücksichtigt.

Thermische Modellierung

Ertragsrechnungen, welche in vorliegender Arbeit nach einer neuentwickelten Methode mit verschiedenen Algorithmen und einem abgeänderten Kollektormodell auf Basis des MFC-Modells durchgeführt wurden, und Ertragsrechnungen, in die stets ein Separationsansatz und das klassische MFC-Modell einging, zeigen, dass der Kollektorertrag stark von den optischen Eigenschaften des Kollektors abhängt. Eine Optimierung des Massenstroms ist ebenso essentiell und abhängig von Kollektortyp. Eine Optimierung der Ausrichtung erfordert eine zusätzliche Optimierung der Abstände der Modulreihen aufgrund des Einflusses der Verschattung, der bei verschiedenen Ausrichtungen ebenfalls variiert. Die optimale Ausrichtung nicht-nachgeführter, evakuierter Röhrenkollektoren ist abhängig von der Betriebstemperatur.

Korrekt nachgeführte Kollektoren führen stets zu besseren Erträgen. Je höher die Betriebstemperatur gewählt wird, desto größer ist der Einfluss der verschiedenen Kollektorsysteme: nachgeführte Kollektoren weisen dann erwartungsgemäß deutlich höhere Erträge auf.

Der Kollektorertrag des Röhrenkollektors mit integriertem, nachgeführten Reflektor ist zwar auch in strahlungsreichen Regionen niedriger Breitengrade (Simulationen wurden für den Standort Sevilla durchgeführt) wesentlich höher als der der Parabolrinne, der Systemertrag ist jedoch nur um die Hälfte der Kollektorertragsdifferenz erhöht. Der Grund hierfür liegt in der seriellen Verschaltung des Parabolrinnen-Kollektors. Diese wirkt sich vor allem sehr vorteilhaft bei höheren Temperaturen aus, bei denen sich die Erträge noch stärker unterscheiden.

In strahlungsarmen Regionen hoher Breitengrade (Simulationen wurden für den Standort Kopenhagen durchgeführt) ist ein evakuierter, nachgeführter und polar aufgestellter Röhrenkollektor (d. h. die Kollektorachse liegt parallel zur Erdachse) die beste Option. Allerdings werden die auch hier sehr guten Kollektorerträge bei höheren Betriebstemperaturen durch die Wärmeverluste der Rohrleitungen wegen der parallel verschalteten Module reduziert. Den-

noch sind die Systemerträge in strahlungsreichen Regionen bei höheren Temperaturen (Kollektoreintrittstemperaturen um 250 °C) um 20 % und in strahlungsarmen Regionen um 25 % höher als die des Parabolrinnen-Kollektors bei exakter Nachführung. Die Kollektorerträge hingegen sind im ersteren Fall um 51 % und im letzteren Fall um 139 % größer.

Experimente

Ein neuartiger, schwach konzentrierender Röhrenkollektor mit integriertem, nachgeführten Reflektor wurde entwickelt und erfolgreich stationär und dynamisch an einem im Rahmen dieser Arbeit am ZAE Bayern aufgebauten Hochtemperaturmesstand mit einer ebenfalls am ZAE Bayern entwickelten Messtechnik vermessen und mit der neuen Methodik modelliert. Mit dem universellen thermischen Kollektormodell ergaben sich für diesen Kollektor durch Parameteridentifikation die folgenden Konstanten, welche die thermischen Verluste innerhalb der neuartigen Modellierung durch eine T^d -Abhängigkeit beschreiben: $\nu_1 = 0,3950 \text{ K}^{-1}$ und $\nu_2 = 0,1171 \text{ W/m}^2/\text{K}^4$. Eine als linear angenommene Temperaturabhängigkeit des Emissionsgrades geht in die Modellierung mit ein. Die gemittelte Kollektorkapazität konnte identifiziert werden zu $C_{eff} = 1,68 \text{ kJ/m}^2/\text{K}$. Bei dieser Modellierung wurden die klassischen linearen und quadratischen Verlustterme des MFC-Modells, die a_1 und a_2 als für den Verlust maßgebliche Konstanten enthalten, auf Null, bzw. den kleinstmöglichen Wert gesetzt. Ein theoretisch mittels Strahlverfolgung vorausgesagter, maximaler optischer Wirkungsgrad von 0,78 konnte experimentell zu 0,74 bestimmt werden.

Eine einzelne Röhre eines kommerziell erhältlichen, evakuierten nicht-nachgeführten Röhrenkollektors wurde ebenfalls dynamisch vermessen, modelliert und deren Parameter identifiziert. Hier konnte der optische Wirkungsgrad für direkte und normale Einstrahlung zu $\eta_0 = 0,76$ (Herstellerangabe $\eta_0 = 0,75$) und die gemittelte Kollektorkapazität zu $C_{eff} = 2,70 \text{ kJ/m}^2/\text{K}^2$ identifiziert werden. Die die linearen und quadratischen Verluste mittels des abgeänderten MFC-Kollektormodells beschreibenden Konstanten wurden zu $a_1 = 0,0280 \text{ W/m}^2/\text{K}$ (linear) und zu $a_2 = 0,0072 \text{ W/m}^2/\text{K}^2$ (quadratisch) identifiziert.

Optische und stationäre Vermessungen der beiden oben genannten Kollektortypen ergaben eine sehr gute Übereinstimmung mit den Strahlverfolgungsergebnissen. So konnte eine mittels Modellierung gewonnene optische Wirkungsgradfläche (Wirkungsgrad in Abhängigkeit der Projektionen des Einheitsrichtungsvektors der auf die Aperturfläche einfallenden Strahlung k_{axial} und $k_{transversal}$) eines Kollektormoduls, also bestehend aus mehreren Röhren, eines nicht-nachgeführten Kollektors experimentell als korrekt bestätigt werden. Auch konnte experimentell gezeigt werden, dass die neue Modellierung eine Verbesserung darstellt gegenüber der klassischen Modellierung, welche mittels des Separationsansatzes und mit lediglich linearen und quadratischen Verlusttermen erfolgt.

Ausblick

Sehr gute Ergebnisse können voraussichtlich mit dem evakuierten Röhrenkollektor mit integriertem, nachgeführten Reflektor unter Verwendung eines Rohrleitungssystems mit vakuumisolierten Rohren erzielt werden. Diese sind kommerziell bereits als Sonderanfertigungen erhältlich (z. B. Schwanner GmbH, Burgkirchen; Zeissig GmbH & Co. KG, Mühlheim) und sollten für diesen speziellen Einsatzbereich näher untersucht werden.

Bei Verwendung herkömmlicher Rohrisolierungen wäre eine polar aufgestellte, seriell verschaltete Mini-Parabolrinne mit einem größeren Akzeptanzbereich als dem der in dieser Ar-

beit untersuchte IST-Rinne oder eventuell eine kleinere, horizontal aufgestellte IST-Rinne mit Endreflektoren ein sehr gutes System zum Erreichen höherer Temperaturen, unabhängig von Temperaturbereich und Standort. Der Absorberdurchmesser sollte allerdings dem der IST-Rinne entsprechen, um das geometrische Konzentrationsverhältnis zu verringern. So könnten End- und Kosinusverluste erheblich verringert werden und die Anforderungen an die Nachführgenauigkeit wären geringer.

Näher untersucht werden sollte das am ZAE Bayern entwickelte Funktionsmodell des evakuierten Röhrenkollektors mit integriertem, magnetisch nachgeführten Reflektor mit deutlich größeren Dimensionen, also auch mit einem größeren Koaxialabsorber, sodass eine Serienschaltung vieler Kollektormodule möglich ist. Jedoch sind größere Glasröhren als die hier verwendeten in der Produktion deutlich teurer.

Eine Optimierung des ZAE-Funktionsmodells mit einer vereinfachten, hinsichtlich der Kosten optimierten Konstruktion ist ebenfalls unerlässlich, da die Realisierung des Nachführmechanismus nur mit kostengünstigeren Materialien und einem vereinfachten Prinzip wirtschaftlich produziert werden kann.

A.1 Fehlerrechnung

Aus unmittelbar gemessenen Größen werden durch die Berechnung der Kollektorleistungen, der Kapazitäten, der für die Verluste maßgeblichen Konstanten und der optischen Wirkungsgrade nicht direkt messbare Größen. Deren Fehler lassen sich mittels des Fehlerfortpflanzungsgesetzes nach Gauß (A.1) ermitteln.

Fall A: Mittlerer, absoluter Fehler nach Gauß:

$$\delta G = \left[\left(\frac{\partial G}{\partial x} \delta x \right)^2 + \left(\frac{\partial G}{\partial y} \delta y \right)^2 + \dots \right]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{A.1})$$

Fall B: Mittlerer, absoluter Fehler für einfache Funktionen, in welche lediglich koeffizientenlose Summen und Differenzen der Variablen eingehen:

$$\delta G = \left[(\delta x)^2 + (\delta y)^2 + \dots \right]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{A.2})$$

Fall C: Mittlerer, relativer Fehler für einfache Funktionen, in welche lediglich Produkte und Quotienten (keine Potenzen) der Variablen eingehen:

$$\frac{\delta G}{G} = \left[\left(\frac{\delta x}{x} \right)^2 + \left(\frac{\delta y}{y} \right)^2 + \dots \right]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{A.3})$$

Fehler der direkten, in die Auswertung eingehenden Messgrößen:

Messgröße [Einheit]	Gerät	Fehler
Massenstrom [kg/h]	Coriolis-Massenstrommessgerät (Fa. Endress & Hauser)	0,2 % vom Messwert
Volumenstrom [l/h]	Volumenstrommessgerät (Fa. Earl)	1,0 % vom Messwert
Differenz zwischen Ein- und Austrittstemperaturen, Niedertemperaturmessstand [K]	2 kalibrierte PT-100 (Vierleiterschaltung)	0,2 K
Ein- und Austrittstemperaturen, Hochtemperaturmessstand [K]	2 PT-100 (Vierleiterschaltung) der B-1/3 Kategorie	0,4 K
direkte Bestrahlungsstärke [W/m ²]	Pyrheliometer	1,0 % vom Messwert
globale Bestrahlungsstärke, stationäre Messungen [W/m ²]	Pyranometer	2,5 % vom Messwert
globale Bestrahlungsstärke, dynamische Messungen [W/m ²]	Pyranometer	3,0 % vom Messwert

gesamte solare Bestrahlungsstärke in Tischebene [W/m ²]	Pyranometer	2,5 % vom Messwert
Umgebungstemperatur [°C]	Belüftetes PT-100 (Vierleiterschaltung)	0,5 K
Längen bis 200 mm [mm]	Schieblehre	0,1 mm
Längen ab 200 mm [mm]	Lineal	0,5 mm

Messungen mit dem Hochtemperaturmessstand:

Für die dynamischen Messungen mit dem Hochtemperaturmessstand mussten die Werte der spezifischen Wärmekapazität von Thermoöl aus einem Diagramm abgelesen werden. Der geschätzte Fehler δc_p beträgt 1,00 % vom Literaturwert. Die Dichte geht bei diesen Messungen nicht in die Fehlerrechnung ein, da ja direkt der Massenstrom über die Corioliskraft gemessen wird.

Für PT-100-Temperaturfühler mit B-1/3-Genauigkeit betragen der nach Herstellerangaben maximale Fehler von $\delta\Delta T = 0,60$ K und der minimale Fehler von $\delta\Delta T = 0,20$ K in dem bei dynamischen Hochtemperaturmessungen durchfahrenen Temperaturbereich. Gegen die Temperatur aufgetragen, steigen diese Abweichungen linear mit steigender Temperatur an. Für die Berechnung der mittleren Standardabweichung wird ein Mittelwert der beiden Fehler von $\delta\Delta T = 0,40$ K angenommen, woraus sich nach A.2 ein mittlerer Fehler von $\delta\Delta T = 0,56$ K für die Messung der Temperaturdifferenzen zwischen Kollektorein- und -austritt ergibt.

Dieser Fehler geht wieder in A.3 für die Bestimmung der Genauigkeit der Leistung in folgender Weise ein:

$$\delta P = \left[\left(\frac{\delta \dot{m}}{\dot{m}} \right)^2 + \left(\frac{\delta c_p}{c_p} \right)^2 + \left(\frac{\delta \Delta T}{\Delta T} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{A.4})$$

Der mittlere, absolute Fehler wird bei einem durchschnittlichen Massenstrom von 20 kg/h, einer durchschnittlich gemessenen Temperaturdifferenz von 5 K und einer durchschnittlichen spezifischen Wärme des Thermoöls von $c_p(150 \text{ °C}) = 2400$ J/kg/K definiert. Somit ergibt sich für den mittleren, relativen Fehler folgender Wert:

$$\delta P/P = 0,11$$

Optische Messungen:

Für Wasser als Kühlmittel bei den optischen Messungen lässt sich ein Wert für die Standardabweichung von $\delta c_p \approx 0,7$ % für die spezifische Wärme berechnen, wobei die Ein- und Austrittstemperaturen des Wassers bei diesen Messungen zwischen 16 und 32 °C liegen [34]. Es mussten Ungenauigkeiten für die Dichte von Wasser von $\delta \rho \approx 0,5$ % mit eingehen, da diese als Dichte des Mittelwertes der Ein- und Austrittstemperaturen angenommen wurde (zum Zeitpunkt dieser Messungen war noch kein Massendurchflussmessgerät verfügbar). Der Messfehler der Temperaturdifferenzen beträgt hier 0,3 K. Es ergibt sich somit für den Fehler bei der Massenbestimmung:

$$\frac{\delta m}{m} = \left[\left(\frac{\delta \rho}{\rho} \right)^2 + \left(\frac{\delta \dot{V}}{\dot{V}} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{A.5})$$

Hier beträgt die mittlere Dichte von Wasser bei mittlerer Fluidtemperatur, die bei sämtlichen optischen Messungen bei ungefähr 20 °C lag, $\rho = 998,206 \text{ kg/m}^3$ und die spezifische Wärme $c_p = 4182 \text{ J/kg/K}$. Somit ergibt sich für den mittleren, relativen Fehler bei der Messung der Masse:

$$\delta m/m = 0,011$$

Für die Leistungsbestimmung ergibt sich nun ein mittlerer, relativer Fehler von lediglich

$$\delta P/P = 0,023,$$

was sich durch eine deutlich vereinfachte Temperaturmessung in der Nähe der Umgebungstemperatur und einfach zu kalibrierende PT-100-Temperaturfühler erklären lässt.

Der optische Wirkungsgrad η_{Dir} für direkte Einstrahlung wurden bei diesen Messungen in folgender Weise bestimmt [61]):

$$\eta_{Dir} = \frac{P_K - E_{Diff} \cdot A_{Ap} \cdot \eta_{Diff}}{E_{Dir} \cdot (L_{eff} - K(d)) \cdot B_R} \quad (\text{A.6})$$

1. Hierbei ist P_{Koll} die gemessene, thermische Leistung des Kollektors, E_{Diff} ist die diffuse und E_{Dir} die direkte Bestrahlungsstärke in Kollektorebene, A_{Ap} ist die Aperturfläche, η_{Diff} ist der optische Wirkungsgrad für diffuse Strahlung, B_R die Reflektorbreite und $K(d)$ ist eine tagesabhängige Korrekturlänge. Die Breite des Reflektors wurde mit einer Schieblehre ($\delta B_R = 0,1 \text{ mm}$), dessen Länge mit einem Lineal ($\delta L_{eff} = 0,5 \text{ mm}$), wobei diese Größen, multipliziert miteinander als Aperturfläche nach (A.3) mit $\delta A_{Ap} = 5 \cdot 10^{-3} \cdot A_{Ap}$ eingehen. Für die ersten Auswertungen wurde ein Wirkungsgrad für diffuse Strahlung von $\eta_{Diff} = 0,15$ angenommen. Da sich im Laufe dieser Arbeit herausstellte, dass dieser mit dem Nachführwinkel zwischen 0,10 und 0,20 variiert (siehe hierzu Kapitel 9.3), wird ein mittlerer, relativer Fehler von $\delta \eta_{Diff} / \eta_{Diff} = 0,25$ angenommen. Da sich die diffuse Bestrahlungsstärke aus der Global- und Direktstrahlung durch Projektion der Bestrahlungsstärken auf die Horizontale und anschließende Subtraktion und Projektion auf die angestellte Fläche errechnen lässt, gilt für deren mittleren, absoluten Fehler nach (A.2) $\delta E_{Diff} = 12,5 \text{ W/m}^2$. Somit gilt für den mittleren, relativen Fehler des optischen Wirkungsgrades für direkte Einstrahlung

$$\delta \eta_{Dir} / \eta_{Dir} = 0,027$$

Er liegt also bei 2,7 % des gemessenen Absolutwertes des optischen Wirkungsgrades für direkte Einstrahlung.

Fotografische Messungen:

Der mittlere, relative Fehler für die Helligkeitsauswertung der fotografischen Vermessung des nicht-nachgeführten Kollektors mittels des Bildbearbeitungsprogramms (Corel Photo Paint) konnte statistisch bestimmt werden. Er beträgt 27,618 % des bestimmten Wertes [jeweiliger Mittelwert von 255 Graustufen].

A.2 Symbolliste

Größe	Symbol	Einheit
Angströmscher Trübheitskoeffizient ($0 \leq \beta \leq 0,4$)	β	
Absorberfläche	A_A	m ²
Absorbertemperatur	T_A	K
absorbierte Strahlungsleistung (grob geschätzt)	P_{ein}	Wm ⁻²
absorbierte Strahlungsleistung (modelliert)	S	Wm ⁻²
Absorptionsgrad	α	
Abstand Erde-Sonne	D_{ES}	m
Akzeptanzhalbwinkel	ϑ_A	°
Aperturfläche	A_{Ap}	m ²
atmosphärischer Transmissionsgrad aufgrund von Aerosolen	$\tau_{\alpha(t),\lambda}$	
auskoppelbare Wärme des Absorbers	$Q_A(T_A)$	Wm ⁻²
Außenrohrdurchmesser	\varnothing_A	m
Azimutwinkel des Kollektors	γ	°
Boltzmann-Konstante = $1,380658 \cdot 10^{-23} \text{ JK}^{-1}$	k	JK ⁻¹
Brechungsindex	n	
Breitengrad, Anstellwinkel	β	°
Deklination	δ_0	°
Dichte des Fluids	ρ	kgm ⁻³
direkte Bestrahlungsstärke in Kollektorebene	I	Wm ⁻²
direkte, diffuse Bestrahlungsstärke	$E_{Dir, Diff}$	Wm ⁻²
Durchmesser	d	m
optischer Wirkungsgrad für direkte, diffuse Strahlung	$\eta_{Dir, Diff}$	
effektive Kollektorlänge	L_{eff}	m
effektive Wärmekapazität des Kollektors	C_{eff}	Jm ⁻² K ⁻¹
Effektivität eines Wärmetauschers	ξ_W	
Einfallswinkel	ϑ	°
Einheitsrichtungsvektor	\vec{n}	
Eintrittstemperaturen auf der kalten und warmen Seite eines Wärmetauschers	T_{ci}, T_{hi}	K
einzelner, zusammengefasster Wellenlängenexponent ($\cong 1,3$)	α	
Emissionsgrad	ε	
Etendue	\mathcal{E}	sr m ²
Flächen	$A_{i, Ersatz}$	m ²
Frequenz	ν	1s ⁻¹
Gebiet im Phasenraum	χ	
Geometrische Konzentration	C	
gerichtetes Raumwinkelelement	$\vec{\Omega}$	sr
gesamten Wärmeverluste des Feldes	\dot{Q}_{Feld}	W
Geschwindigkeit des Fluids	v	ms ⁻¹
hydraulischer Rohrradius	d_h	m
I ncidence A ngle M odifier	IAM	
Innenrohrdurchmesser	\varnothing_I	m
kinematische Viskosität	ν	m ² s ⁻¹
Kollektorleistung	P_K	W
Kollektoreintrittstemperatur	T_{in}	°C

Konstanten zur Beschreibung linearer Wärmeverluste	a_1	$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$
Konstanten zur Beschreibung quadratischer Wärmeverluste	a_2	$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-2}$
Konstante zur Beschreibung von Verlusten mit T^f -Abhängigkeit	v_1	K^{-1}
Konstante zur Beschreibung von Verlusten mit T^f -Abhängigkeit	v_2	$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$
Kontaktfläche mit der Rohrwand des i -ten Segments	$A_i(t)$	m^2
Konzentration	C	
Längen	$L, l, K_D,$ B_R	m
Lichtgeschwindigkeit im Vakuum = $2,99792458 \cdot 10^8 \text{ ms}^{-1}$	c	ms^{-1}
Maß für den H_2O -Dampfgehalt der Atmosphäre (kondensiert)	w	m
Massenstrom des Fluids	\dot{m}	kgs^{-1}
Massenstrom eines einzelnen Simulationszeitschritts	m_i	kgs^{-1}
maximal zulässiger Druck	p_{max}	bar
maximal zulässige Geschwindigkeit innerhalb der Rohre	v_{max}	ms^{-1}
minimale Kapazitätsrate	C_{min}	WkgK^{-1}
minimaler Rohrdurchmesser	D_{min}	m
mittlere Fläche eines Koaxialrohres	A_m	m^2
mittlerer Querschnitt des äußeren bzw. inneren Rohres	$A_{a,i}$	m^2
Nusseltzahl	Nu	
Öffnungswinkel	ϑ_{min}	$^\circ$
optischer Wirkungsgrad für direkte, normale Einstrahlung	η_0	
optischer Wirkungsgrad für diffuse, direkte Einstrahlung	$\eta_{Diff, Dir}$	
Orts- und zeitabhängige Fluidtemperatur	$T(x,t)$	K
Ortsvektor	\vec{r}	
Photosphärentemperatur der Sonne = 5777 K	T_S	K
Planck-Funktion für die Strahldichte der Solarstrahlung	$L_\lambda(\lambda, T_A),$ $L_\nu(\nu, T)$	$\text{Wsr}^{-1}\text{m}^{-2}$
Planck'sches Wirkungsquantum = $6,6260755 \cdot 10^{-34} \text{ Js}$	h	Js
Polarisationsrichtung der Strahlung	\vec{p}	
Prandtlzahl	Pr	
Projektionen eines Strahles auf eine Referenzfläche	$k_{axial},$ $k_{trans(versal)}$	
projiziertes Raumwinkelelement	$d\Omega^*$	
Prozesstemperatur	T_P	$^\circ\text{C}$
Reflexionsgrad	ρ	
Reynolds-Zahl	Re	
solarer Azimutwinkel	γ_s	$^\circ$
solarer Einfallswinkel, bezogen auf die Oberflächennormale des Kollektors	ϑ	$^\circ$
solarer Strahlungsfluss	Φ_S	W
solarer Zenitwinkel	θ_Z	$^\circ$
Solarkonstante der Erde als die im Abstand D_{ES} erhaltene Flussdichte = $1367,0 \text{ Wm}^{-2}$	E_{sc}	Wm^{-2}
Sonnenradius = $6,96 \cdot 10^8 \text{ m}$	R_s	m
Speichervolumen	V	m^3
spektrale Bestrahlungsstärke	$E_\lambda(\lambda)$	Wm^{-2}
spektrale Flussdichte	ϕ_λ	W
spektrale Komponente der Strahlungsdichte	L_λ	$\text{Wsr}^{-1}\text{m}^{-2}$
spezifische Wärmekapazität	c_p	$\text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$
spezifische Wärmeverluste von Rohrleitungen	q_i, Ersatz	$\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$

Stefan-Boltzmann-Konstante = $5,67051 \cdot 10^{-8} \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$	σ	$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$
Strahldichte	L	$\text{Wsr}^{-1}\text{m}^{-2}$
Strahlungsaustauschkoeffizient	R_{12}	$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$
Strahlungsfluss	Φ	W
Strahlungsintensität	I	Wsr^{-1}
thermischer Wirkungsgrad	η	
Transmissionsgrad	τ	
Transversaler und longitudinaler bzw. axialer Einfallswinkel	Θ_T, Θ_L	°
Umgebungstemperatur	T_U	K
Verdünnungsgrad des solaren Strahlungsanteils mit dem terrestrischen	f	
vierdimensionaler Vektor zur Beschreibung eines Punktes im Phasenraum	$\vec{\chi}$	
Volumen der Absorberkanäle	V_f	m^3
Volumenstrom	\dot{V}	lh^{-1}
Wanddicke	D_W	m
Wärmedurchgangskoeffizient	k	$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$
Wärmeübergangskoeffizient	α_W	$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$
Wärmestrom	\dot{Q}	W
Wärmestromdichte zwischen 2 Flächen	\dot{q}_{12}	Wm^{-2}
Wärmeverluste eines Kollektorfeldes	\dot{Q}_{Feld}	W
Wellenlänge	λ	m
spezifische Wärmeleitfähigkeit	λ	$\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$
Winkel, unter dem die Sonnenstrahlen auf die Erde treffen (Meridianhöhe)	φ_{ES}	°

Lebenslauf

- Cornelia Clement (geb. Grass)
- Familienstand: verheiratet, ein Kind (geb.: 2002)
Geburtsdatum, -ort: 03.05.1970 in Hamburg
- Schulbildung: 1976-1990 Abitur, Gymnasium Kempfenhausen, Bayern, (Note: 1,7)
- Studium: 1990-1994 Physikstudium (Allgemeine Physik), Ludwig-Maximilians-Universität, München; ein Urlaubssemester wegen Betreuung des Vaters (gest.: 1994)
1994-1998 Physikstudium (Technische Physik), Technische Universität, München (Note: 2,2)
2000-2002 Spanischkurse „Sprache und Kommunikation I bis III“, Technische Universität, München (Note: 1,3)
- Diplomarbeit: 1997-1998 „Impedanzspektroskopie an einer Membran für Niedertemperaturbrennstoffzellen“, Technische Universität, München, Lehrstuhl für Grenzflächen und Energieumwandlung
- Praktika: 1990 GSF-Forschungszentrum für Umwelt und Gesundheit, München (Pixe-Spektralanalyse, Herstellung von Goldfolien)
1995 Institut Laue-Langevin in Grenoble, Frankreich (Bau und Test eines Detektors zum Nachweis der aus dem β -Zerfall des Neutrons entstehenden Protonen)
- Beruf: 1995-1996 Werkstudentenstelle, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit, München, Abteilung Störfallverhalten (Erstellen einer Dokumentation über Kernreaktoren russischer Bauart)
1999-2000 freie Mitarbeiterin bei Angermeier Scientific Consulting, Maisach, Erstellung einer Baurecherche per Internet, Bewertung und Abschlussbericht
1999-2002 wissenschaftliche Mitarbeiterin am Bayerischen Zentrum für angewandte Energieforschung, Abteilung Solarthermie und Biomasse, Gruppe: Kollektorentwicklung und Messtechnik, München, Betreuung von drei Diplomanden
- Lehre: 1997-1998, 2002 Betreuung und Prüfung von Maschinenbau- und Chemiestudenten im physikalischen Praktikum (Benotung durch die Studenten: 1,0)
1999-2002 Leitung und Moderation des Mitarbeiterseminars des Bayerischen Zentrums für angewandte Energieforschung, München und Garching
- Veröffentlichungen: C. Grass, N. Benz, Z. Hacker, A. Timinger, Tube Collector with Integrated Parabolic Concentrator, Proceedings, Eurosun, Kopenhagen, 2000
C. Grass, W. Schölkopf, L. Staudacher, Z. Hacker, Comparison of the Optics of Non-Tracking and Novel Types of Tracking Solar Thermal Collectors for Process Heat Applications up to 300 °C, Solar Energy, 2004, Vol. 76, pp. 207-215

A.4 Quellen

- [1] M. Hiller, S. Holst, A. Knirsch, M. Schuler, TRNSYS 15, Transsolar Energietechnik GmbH, Stuttgart, 2000
- [2] ASAP, Advanced Systems Analysis Program, Version 6.5, Breault Research Organization, Arizona, U.S.A, 1999
- [3] J. Nitsch, H. Klaiß, W. Meinecke, F. Staiß, Thermische Solarkraftwerke und solare Prozesswärme im Mittelmeerraum, Forschungsverbund Sonnenenergie: "Themen 93/94", 1993, 1994
- [4] A. Hauer, W. Dallmayer, Open Gas fired Adsorption Heat Pump in Conjunction with Solar Collectors, Proceedings of the Ab-Sorption Heat Pump Conference 96, Volume II, pp 703-708, Montreal, Canada
- [5] S. Fischer, A. Hauer, M. Schreiner, G. Zavala, A Heat Storage System with Zeolite for Space Heating in a School Building, Proceedings of the 7th International Conference on Thermal Energy Storage Megastock 97, Sapporo, Japan, June 1997
- [6] R. Winston, Principles of Solar Collectors of a novel Design, Solar Energy, Vol. 16, pp. 89 ff, 1974
- [7] A. Rabl, Comparison of Solar Collectors, Solar Energy, 1976, Vol. 18, pp. 93-111
- [8] D. P. Grimmer, A Comparison of compound parabolic and simple parabolic concentrating Solar Collectors, Solar Energy, 1979, Vol. 22
- [9] J. D. Garrison, Optimization of a fixed solar thermal collector, Solar Energy, 1979, Vol. 23, pp. 93-102
- [10] Solel, Solar Systems Ltd. Technical data for evacuated tube solar collectors and solar collector modules VAC 2000 / 2005 / 2008, Product Information, Israel, 2001
- [11] J. D. Garrison, Radiation Collection by an optimized fixed Collector, Solar Energy 23, 1979, pp. 103-109
- [12] W. R. McIntire, Truncation of Nonimaging Cusp Concentrators, Solar Energy, 1979, Vol. 23, pp. 351-355
- [13] W. R. McIntire, Optimization of stationary Nonimaging Reflectors for tubular Receivers aligned North-South, Solar Energy, 1980, Vol. 24, pp. 169-175
- [14] W. Spirkl et al, Nontracking Solar Collectors, Solar Energy, 1998, Vol. 62, No. 2, pp. 113-120
- [15] D. R. Mills et al., Relative Cost-Effectiveness of CPC Reflector Designs suitable for evacuated Absorber Tube Solar Collectors, Solar Energy, 1986, Vol. 36, No. 3, pp. 199-206

- [16] D. J. Felske, Analysis of evacuated cylindrical Solar Collectors, Solar Energy, 1979, Vol. 22, pp. 567-570
- [17] C. K. Hsieh, Thermal Analysis of CPC Collectors, Solar Energy, 1981, Vol. 27, pp 19-29
- [18] H. C. Hottel, B. B. Woertz, Performance of Flat-Plate Solar-Heat Collectors, 1942, Trans. ASME 64, 91
- [19] H. C. Hottel, A. Whillier, Evaluation of Flat-Plate Collector Performance, Trans. Conf. Use Solar Energy 2, 1958, 74
- [20] R. W. Bliss, The Derivation of several "Plate Efficiency Factors" useful in the Design of Flat-Plate Solar Collectors, Solar Energy 3, 1959, Vol. 55
- [21] A. Rabl, Yearly average Performance of the principal Solar Collector Types, Solar Energy, 1981, Vol. 27, No. 3, pp. 215-233
- [22] D. Proctor, Daily Thermal Characteristics for some evacuated-tubular Solar Collectors, Solar Energy, 1984, Vol. 33, No. 5, pp. 451-453
- [23] A. Rabl, P. Bendt, H. W. Gaul, Optimization of Parabolic Trough Solar Collectors, Solar Energy, 1982, Vol. 29, No. 5, pp. 407-417
- [24] K. A. Snail et al., A stationary evacuated Collector with integrated Concentrator, Solar Energy, 1984, Vol. 33, No. 5, pp. 441-449
- [25] D. R. Mills, A. Monger, G. L. Morrison, Comparison of fixed asymmetrical and symmetrical Reflectors for evacuated Tube Solar Receivers, Solar Energy, 1994, Vol. 53, pp. 91-104
- [26] Muschaweck et al., Optimized Reflectors for Non-Tracking Solar Collectors with tubular Absorbers, Solar Energy, 1999, Vol. 68, pp. 151-159
- [27] D. Mills, G. L. Morrison, Stanwell Solar Power Station Projekt, Eurosun 2000, Book of Abstracts, O14.1, p. 112
- [28] J. Remund, S. Kunz, R. Lang, Meteonorm Solar Engineering Handbook, Version 4.0, Swiss Federal Office of Energy, Bern, Switzerland, 1999
- [29] Commission of the European Communities, Test Reference Years TRY, Directorate General XII for Science, Research and Development, Brussels, 1985
- [30] J. A. Duffie, W. A. Beckman, Solar Engineering of Thermal Processes, Second Edition, John Wiley Sons, Inc., 1991, p. 13 ff, p. 292 f, p. 336
- [31] W. R. McIntire, Factored Approximations for Biaxial Incidence Angle Modifiers, Solar Energy, 1982, Vol. 17, pp. 325
- [32] W. T. Welford, R. Winston, High Collection Nonimaging Optics, Academic Press, 1989, pp. 31, 147

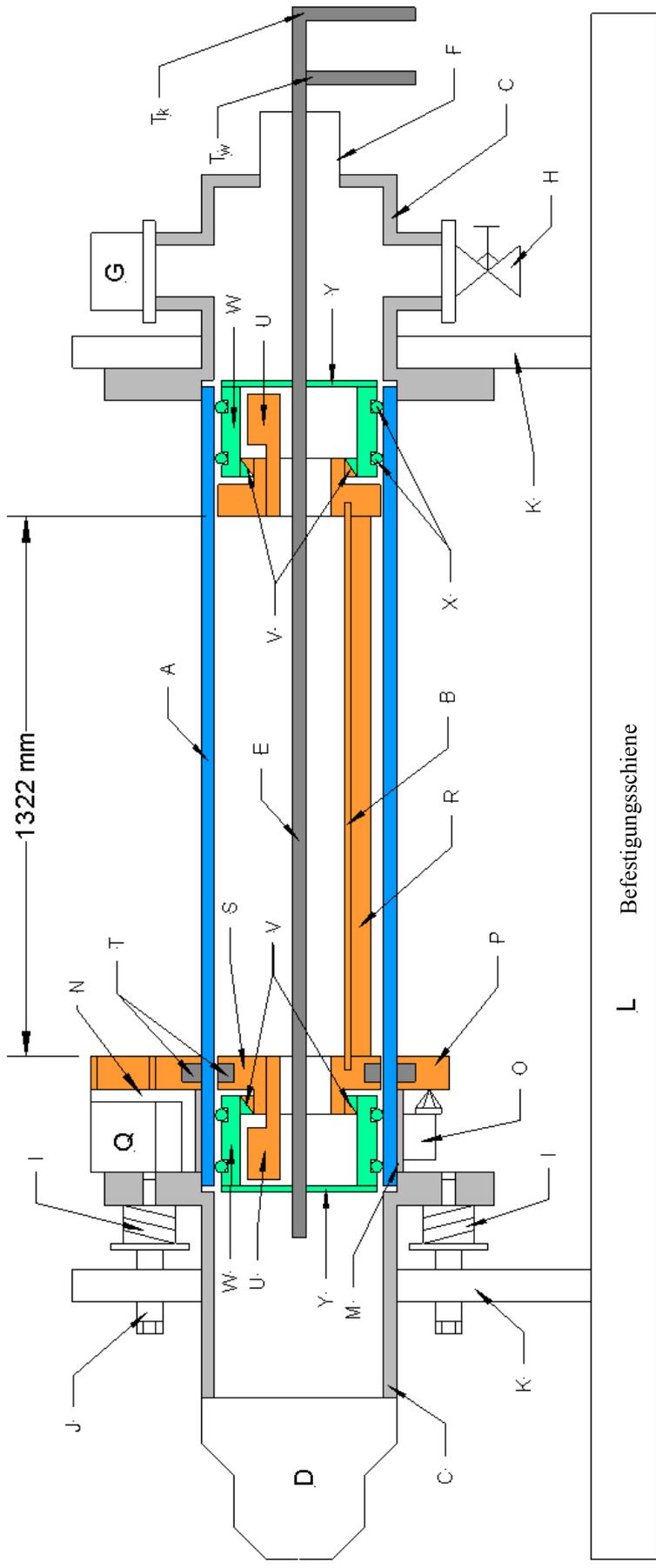
- [33] C.-J. Winter, R. L. Sizmann, L. L. Vant-Hull, *Solar Power Plants*, Springer-Verlag, Berlin, 1991, pp. 17
- [34] A. Timinger; *Sekundärreflektoren für Solarturmkraftwerke: Simulation, Optimierung und optische Vermessung*; Dissertation, Ludwig-Maximilians-Universität München, 1998, p. 5
- [35] H. Ries, *Konzentration diffuser Strahlung*, Dissertation, Ludwig-Maximilians-Universität, München, 1984
- [36] M. Born, E. Wolf, *Principles of Optics*, Pergamon Press, New York, 1970
- [37] L. D. Landau, E. M. Lifschitz, *Mechanik*, Band 1, 9. Auflage, Akademie-Verlag Berlin, 1976, Kap. 6, p. 181
- [38] G. B. Marion, *Classical Dynamics of Particles and Systems*, Academic Press, New York, 1965, Section 9.14
- [40] P. H. Theunissen, W. A. Beckman, *Solar Transmittance Characteristics of evacuated Tubular Collectors with diffuse back Reflectors*, *Solar Energy*, 1985, Vol. 35, p. 318
- [41] A. Rabl, *Active Solar Collectors and Their Applications*, Oxford University Press, 1985, pp. 117
- [42] J. A. Duffie, W. A. Beckman, *Solar Engineering of thermal Processes*, Second Edition, John Wiley & Sons, Inc., New York, 1991
- [43] P. Moon, *Proposed Standard Solar Radiation Curves for Engineering Use*, J. Franklin Institute, 190, p. 230, p. 583
- [44] M. Iqbal, *An Introduction to Solar Radiation*, Academic Press, Toronto, 1983
- [45] H. R. Moulton, US Patent 2.501.123, 1947
- [46] M. J. Minot, *Single-Layer, gradient refractive Index AR Films effective from 0.35 to 2.5 μm* , *J. Opt. Soc. Am*, 1976, Vol.66, No. 6, pp. 515-519
- [47] C. Heine, R. F. Morf, *Submicrometer Gratings for Solar Energy Applications*, *Appl. Optics*, 1995, Vol. 34, No. 14, pp. 1476-2482
- [48] K. Cathro, D. Constable, T. Solage, *Silica low-reflection Coatings for Collector Covers, by a dip-coating Process*, *Solar Energy*, 1984, Vol. 32, No. 5, pp. 573-579
- [49] A. Gombert, W. Glaubitz, K. Rose, J. Dreiholz, B. Bläsi, A. Heinzl, D. Sporn, W. Döll, V. Wittwer, *Antireflective transparent Covers for Solar Devices*, *Solar Energy*, 2000, Vol. 68, No. 4, pp. 357-360
- [50] *BMFT Statusbericht, Selektive Schichten in der Solartechnik*, Akademischer Verlag München, 1992, pp. 25

- [51] A. Goetzberger, V. Wittwer, Sonnenenergie, Thermische Nutzung, Teubner Studienbücher, 3. Auflage, 1993, pp. 86
- [52] SPF, Solartechnik Prüfung Forschung, LTS-Katalog, SPF-Info CD-ROM, Hochschule Rapperswill HSR, 2000
- [53] W. R. McIntire, Optimization of stationary Nonimaging Reflectors for tubular Receivers aligned North-South, Solar Energy, 1980, Vol. 24, pp. 169
- [54] C. Grass, N. Benz, Z. Hacker, A. Timinger, Tube Collector with Integrated Parabolic Concentrator, Proceedings, Eurosun, Kopenhagen, 2000
- [55] D. Krueger, A. Heller, K. Hennecke, K. Duer, Parabolic Trough Collectors for district Heating Systems at high Latitudes? A Case Study, Proceedings, Eurosun, Kopenhagen, 2000
- [56] T. Tesfamichael, E. Waeckelgard, Angular Solar Absorptance and Incident Angle Modifier of selective Absorbers for solar thermal Collectors, Solar Energy, 2000, 68 (4), pp. 335-341
- [57] C. Grass, W. Schölkopf, L. Staudacher, Z. Hacker, Comparison of the Optics of Non-Tracking and Novel Types of Tracking Solar Thermal Collectors for Process Heat Applications up to 300 °C, Solar Energy, 2004, Vol. 76, pp. 207-215
- [58] K. J. Riffelmann, T. Fend, R. Pitz-Paal, Parabolic trough Collector Efficiency Improvement Activities, 10th Int. Symp. – Solar Paces – Solar Thermal Technologies, April, Sydney, 2000, pp. 121 – 129
- [59] P. Isakson, Solar Collector Model for Testing and Simulation, Dissertation, Royal Institute of Technology and Building Services Engineering, Stockholm, Sweden, 1995, pp. 2-10
- [60] InSitu, Dynamic System Testing Program Manual, InSitu Scientific Software, Klein & Partners, München, 1994
- [61] H. Recknagel, E. Sprenger, W. Hönnmann, E. R. Schramek, Taschenbuch für Heizung und Klimatechnik, 68. Auflage, R. Oldenbourg Verlag, München, 1997, pp. 136, 146, 148, 247
- [62] P. Isakson, L. O. Erikson, MFC 1.0ß, Matched Flow Collector Model for simulation and testing, User's manual, Schweden, 1993
- [63] Verein Deutscher Ingenieure, VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen, VDI-Wärmeatlas, Berechnungsblätter für den Wärmeübergang, 6. Auflage, VDI Verlag, p. 681
- [64] W. Wagner, Wärmeübertragung, 2. überarbeitete Auflage, Vogel Buchverlag, Würzburg, 1988, p. 185

- [65] N. Benz, Direkte solarthermische Prozessdampferzeugung in evakuierbaren Flachkollektoren, Dissertation, Ludwig-Maximilians-Universität München, VDI Verlag, Reihe 6: Energietechnik, Nr. 311, 1994
- [66] H. Schweiger, J.F. Mendes, N. Benz, K. Hennecke, G. Prieto, M. Cusi, H. Gonvalves. The Potential of Solar Heat in Industrial Processes - A State of the Art Review for Spain and Portugal, Proceedings, Eurosun, Kopenhagen, 2000
- [67] H. Drück, T. Pauschinger, Multiport Store Model, Type 140, Universität Stuttgart, Institut für Thermodynamik und Wärmetechnik, 1997
- [68] SPSS Inc., Table Curve 3D, Automated Surface Fitting and Equation Discovery, Version 3, USA, Chicago, 1997
- [69] I. N. Bronstein, K. A. Semendjajew, G. Musiol, H. Mühling, Taschenbuch der Mathematik, Verlag Harri Deutsch, Frankfurt am Main, 1995, p.. 775
- [70] Microcal Software Inc., Origin 6.0, USA, Northhampton, 1999
- [71] W. Spirkl, H. Ries, J. Muschaweck, A. Timinger, Optimized Compact Secondary Reflectors for Parabolic Troughs with tubular Absorbers, Solar Energy, Vol. 61, Number 3, 1997, pp. 153-158
- [72] Lexikon der Physik, Spektrum, Akademischer Verlag, Berlin, Heidelberg, Band 3 und 5, 2000, p. 83, p. 287, p.406

A.5 Konstruktionszeichnung des ersten Prototyps

Skizze nach Z. Hacker, ZAE Bayern



- | | | | | |
|-----------------------------------------------------------|----------------------------------------------|-----------------------|------------------------------|----------------------|
| A Glasröhre | F Edelstahlbecher | K Doppel-T-Träger | Q Schrittmotor | U Ausgleichsgewichte |
| B Reflektor | G Drucksensor | M Nachführbefestigung | R Stützrohr | V Kugellager |
| C Flansche | H Belüftungsventil | N Motorhalterung | S Aufnahmenscheibe | W Zentrierzylinder |
| D Vakuumpumpe | I Feder zur Anpressdruckhaltung | O Lichtschranke | S _M Magnetscheibe | X Teflonschlauch |
| E Absorber | J Schraube zur Einstellung des Anpressdrucks | P Zahnrad | T Magnete | Y Absorberstütze |
| T _K Messpunkt der Kollektoreintrittstemperatur | | | | |
| T _W Messpunkt der Kollektoraustrittstemperatur | | | | |

Danksagung

Herrn Prof. Dr. Dietmar Hein danke ich für die Ermöglichung dieser Dissertation und dafür, dass er mir das Vertrauen schenkte, mich während der Dissertation zu betreuen. Zudem danke ich ihm für die genaue Korrektur der Arbeit, für die aufschlussreichen Gespräche, bei denen ich sicher viel dazugelernt habe, und für die Betreuung eines meiner Diplomanden.

Herrn Prof. Dr. Alfred Laubereau danke ich ebenfalls für die Betreuung meiner Dissertation und für das damit in mich gesetzte Vertrauen, wie auch für die Betreuung eines meiner Diplomanden. Einige, sehr fruchtbare Gespräche, Ratschläge und von Anfang an präzise gestellte Forderungen halfen mir, wesentliche Aspekte einer physikalischen Dissertation zu berücksichtigen und von Anfang an die Schwerpunkte richtig setzen zu können.

Herrn Wolfgang Schölkopf danke ich besonders herzlich für die intensive Betreuung und für das Schaffen sehr guter Arbeitsbedingungen. Die Ermöglichung der Teilnahme an zahlreichen Tagungen und Konferenzen halfen mir für die Arbeit notwendiges Wissen zu vertiefen und wichtige Kontakte zu knüpfen, die während der Durchführung dieser Arbeit essenziell waren.

Herrn Dr. Otfried Ischebeck, meinem Zimmerkollegen, danke ich für die vielen fruchtbaren Gespräche. Auch danke ich ihm für die Korrektur englischer Texte, insbesondere meiner Veröffentlichungen. Einen besseren Zimmerkollegen hätte ich mir niemals vorstellen können.

Herrn Zdenek Hacker, meinem ersten Diplomanden, danke ich für die gewissenhafte Durchführung seiner Diplomarbeit: er fertigte die ersten Konstruktionszeichnungen, baute den ersten Prototypen auf und konnte den optischen Wirkungsgrad erfolgreich bestimmen.

Herrn Dr. Andreas Timinger danke ich für die Einführung in ASAP und in die des Schreibens von Veröffentlichungen.

Herrn Lars Staudacher danke ich für die im Rahmen seiner Diplomarbeit erstellten TRNSYS-Modelle verschiedener Prozesswärmeanlagen und für die diesbezüglichen Vorarbeiten, die als Ausgangsbasis der im Rahmen dieser Arbeit umgeschriebenen Modelle für Anlagen und Auslegungen dienten. Auch danke ich ihm für die mit großer Sorgfalt durchgeführten Messungen des optischen Verhaltens eines nicht-nachgeführten Kollektors, welche sich erfreulicherweise als nahezu deckungsgleich mit den im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen optischen Analysen und Messungen herausstellten.

Herrn Helmut Kopfmann danke ich für die Mithilfe beim Neuaufbau des Hochtemperaturmessstandes, für die Durchführung zahlreicher Experimente, für Parameteridentifikationen und für seine Gewissenhaftigkeit bei der Durchführung seiner Diplomarbeit.

Herrn Eberhard Lävemann danke ich für einige sehr gute Ideen und seine Hilfestellungen bei strömungstechnischen Fragestellungen und Berechnungen.

Herrn Wolfgang Dallmayer danke ich für die Idee weichgeglühter Kupferdichtungen, welche dem ZAE Bayern Geld und mir zeitraubende Bemühungen eingespart hat. Auch danke ich ihm für zahlreiche, praktische Hilfestellungen.

Herrn Markus Loibl danke ich für die Mithilfe bei einer fotografischen Messung und für deren Auswertung.

Allen anderen Mitarbeitern des ZAE-Bayern danke ich für die stets freundliche, teilweise auch freundschaftliche Atmosphäre ohne Standesdünkel und Intrigen.

Herrn Gert Clement danke ich besonders herzlich für die genaue Korrektur dieser Arbeit.

Meiner Mutter und meinem Mann Ulrich Clement danke ich für ihre liebevolle Unterstützung in jeder Hinsicht.

Meinem Sohn Moritz Valentin danke ich für die fast immer ruhigen Nächte und dafür, dass er mir auch tagsüber oft die Ruhe und Zeit geschenkt hat, mich auf die Fertigstellung der Dissertation zu konzentrieren.