Flachkollektor mit selektiv beschichteter Zweischeibenverglasung

Von der Fakultät für Maschinenbau
der Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover

zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur

genehmigte Dissertation
von

Dipl.-Ing. Sebastian Föste
geboren am 23.02.1979 in Bad Pyrmont

2013

Erster Referent:	Prof. Dr.-Ing. Stephan Kabelac
Zweiter Referent:	Prof. Dr.-Ing. Friedrich Dinkelacker
Tag der Promotion:	19. April 2013

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Solarenergieforschung Hameln (ISFH), in der Abteilung Solarthermie, Arbeitsgruppe Kollektoren. Der größte Teil dieser Arbeit ist im Rahmen des vom BMU und einigen Industriepartnern geförderten Forschungsprojekts Solarthermie2000plus: Grundlagen für selektiv beschichtete Hochleistungsverglasungen für Flachkollektoren, Kurzbezeichnung „HGlas“ (FKZ 0329280D) entstanden. Für die finanzielle Förderung und die gute Kooperation bin ich zu Dank verpflichtet.

Mein erster Dank gilt Herrn *Prof. Dr.-Ing. Stephan Kabelac*, Leiter des Instituts für Thermodynamik an der Leibniz Universität Hannover, für das Interesse an meiner Arbeit, die wissenschaftliche Betreuung sowie die sehr gute fachliche und organisatorische Unterstützung.

Ich bedanke mich bei Herrn *Prof. Dr.-Ing. Friedrich Dinkelacker* für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Zweitgutachtens, sowie bei *Prof. Dr.-Ing. Peter Nyhuis* für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Herrn *Prof. Dr.-Ing. Rolf Brendel*, Leiter des *ISFH*, danke ich für die Möglichkeit, die Forschungsarbeiten für meine Dissertation am *ISFH* durchführen zu können und für die wertvollen Ratschläge und Anregungen, vor allem zu Beginn meiner Zeit als Doktorand.

Herrn *Dipl.-Ing. Gunter Rockendorf*, Leiter der Abteilung Solarthermie am *ISFH*, gilt mein besonderer Dank für seine stets vorhandene Gesprächsbereitschaft und für die kontinuierliche Unterstützung meiner Arbeit. Seine ansteckende Begeisterung für die Forschung im Bereich der thermischen Solarenergienutzung, und insbesondere für das Thema meiner Arbeit, sowie sein endlos erscheinender Erfahrungsschatz auf diesem Gebiet haben mich in jeder Phase der Arbeit motiviert und vorangebracht. Auch über das Fachliche hinaus konnte ich von den lehrreichen Gesprächen mit ihm sehr profitieren. Zudem hat die von Herrn Rockendorf stammende Projektidee das Entstehen dieser Arbeit erst ermöglicht. In diesem Zusammenhang gilt mein Dank auch Herrn *Dr. Wolfgang Eisenmann*, ehemaliger Leiter der Arbeitsgruppe Thermische Kollektoren am ISFH, der durch sein großes Engagement während der Antragsphase zur Entstehung dieser Arbeit beigetragen hat.

Herrn *Dr. Federico Giovannetti*, Leiter der Arbeitsgruppe Kollektoren am ISFH, danke ich nicht nur für die gute Arbeitsatmosphäre und die fachliche Unterstützung, vor allem im Fachgebiet der Optik, sondern auch für sein stets offenes Ohr bei doktorandentypischen Problemen und seine sehr hilfreichen Ratschläge zur Lösung dieser.

Für die gute Zusammenarbeit im HGlas-Projekt und die damit verbundenen interessanten und lehrreichen Diskussionen über transparente leitfähige Beschichtungen und ihren Einsatz in Flachkollektoren danke ich *Dr. Nicole Ehrmann* und *Dr. Rolf Reineke-Koch*.

Allen Kolleginnen und Kollegen der Abteilung Solarthermie danke ich herzlich für die stets gute Arbeitsatmosphäre und Unterstützung meiner Arbeiten. Mein besonderer Dank

geht hier an die Ingenieure und Techniker (*Maik Kirchner*, *Wolfgang Wetzel*, *Henri Dieckmann*, *Gerd Schiewe*, *Johannes Schlieker* und *Ralf Hartmann*) die mir bei vielen experimentellen Prüfaufbauten und praktischen Problemstellungen geholfen haben, sowie an die Studenten (*Sebastian John*, *Phillipp Degenhardt*, *Philipp Wiedemann*, *Francis Kliem*, *Nils Tiedemann* und *Daniel Seyfarth*), die im Rahmen von Praktika und Abschlussarbeiten auf unterschiedliche Art und Weise meine Arbeiten tatkräftig unterstützt haben. Den Ingenieuren der Prüfstelle des ISFH (*Carsten Lampe*, *Daniel Eggert*) danke ich für die unkomplizierte Kooperation, wenn es um die Nutzung „ihrer" Prüfstände im Rahmen meiner Arbeit ging. *Francis Kliem* gilt mein besonderer Dank für die häufig sehr kurzfristige Hilfe bei der Umsetzung von Modelländerungen mit Visual Studio.

Besonderer Dank gilt meinen *Eltern*, die mir bei der beruflichen Ausrichtung stets alle Freiheiten gegeben haben und mich in meinem gesamten Ausbildungsweg nach Kräften unterstützt haben; der finanzielle Aspekt ist dabei der geringste. Neben meinen *Eltern* gilt mein Dank auch meinem *Bruder* und meinen *Großeltern* die mir insbesondere in schwierigen Phasen den nötigen Rückhalt gegeben haben.

Bei all meinen *Freunden* möchte ich mich für die gemeinsame Zeit bedanken, die mir als Ausgleich zum Beruf immer wieder sehr gut tut.

Von Herzen bedanke ich mich bei Dir, *Daniela*, du warst immer für mich da, hast viel Verständnis aufgebracht und immer an mich geglaubt.

Lügde, April 2013 Sebastian Föste

Zusammenfassung

Um eine weitere Verbreitung solarthermischer Anlagen zu ermöglichen, z. B. für industrielle Prozesswärme, Klimakälte oder für Raumheizanlagen mit hohem Deckungsanteil, müssen zukünftig die Kollektoren einen hohen Wirkungsgrad bei einer Temperatur von mehr als 80 °C bzw. bei einer geringen Sonnenstrahlungsintensität aufweisen. Heutige Flachkollektoren können bei diesen Betriebsbedingungen nur sehr geringe Jahreserträge liefern. Da die Wärmeverluste über die transparente Abdeckung von Flachkollektoren die Gesamtwärmeverluste dominieren, muss die Leistungsfähigkeit primär durch eine Erhöhung der Dämmwirkung der transparenten Abdeckung gesteigert werden. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Ansatz untersucht, eine gasgefüllte Isolierverglasung mit einer spektral selektiven Beschichtung als transparente Abdeckung einzusetzen. Diese Beschichtungen weisen im Wellenlängenbereich der Solarstrahlung eine hohe Transmission und im infraroten Wellenlängenbereich eine hohe Reflexion auf, die für eine geringe Emission von Wärmestrahlung sorgt. Aufgrund dieser Eigenschaft werden derartige Beschichtungen auch als *niedrig emittierende Schichten* oder *Low-e Schichten* bezeichnet; Verglasungen nach diesem Prinzip sind aus dem Architekturbereich als *Wärmeschutzverglasungen* bekannt. Aufgabenstellung der Arbeit ist, die wesentlichen technologischen und wissenschaftlichen Grundlagen zur Umsetzung dieses Kollektorkonzepts zu entwickeln.

Da kommerzielle Low-e beschichtete Gläser eine für die Kollektoranwendung zu geringe solare Transmission aufweisen, wurde am ISFH eine hochtransmittierende Low-e Beschichtung mit einer Funktionsschicht aus Aluminium dotiertem Zinkoxid (AZO) entwickelt und erfolgreich bezüglich ihrer Langzeitbeständigkeit für die Kollektoranwendung getestet. Auf eisenarmem Substrat erreicht die Beschichtung ausreichende Low-e Eigenschaften ($\varepsilon = 33$ %) und gleichzeitig mit 85 % eine deutlich höhere solare Transmission als bisherige industrielle Gläser.

Einen Schwerpunkt der Arbeit bildet die Untersuchung der Leistungsfähigkeit des vorgestellten Kollektorkonzepts. Da die hochtransmittierende Low-e Beschichtung im ersten Schritt nur im Labormaßstab entwickelt wurde, müssen die zu erwartenden Kollektorwirkungsgradkennwerte zunächst theoretisch ermittelt werden. Dazu wird ein Kollektormodell entwickelt, welches den Solarstrahlungs- und den Wärmetransport im Kollektor abbildet, um die erreichbaren Wirkungsgradparameter anhand von Konstruktionsparametern, Materialdaten sowie Umgebungsbedingungen zu bestimmen. Anhand von Labormessungen an einem Versuchskollektor mit kommerzieller Low-e Glasscheibe erfolgt eine Validierung, die die Eignung des Modells bestätigt. Ein darauf aufbauendes instationäres Modell, ebenfalls experimentell validiert, dient der Ermittlung der zu erwartenden Kollektorkapazität.

Anhand von experimentellen Untersuchungen mit einem variablen Versuchskollektor werden die optimalen Abstände der Glasscheiben als Funktion des Füllgases bestimmt und die Wärmeverlustmechanismen analysiert. Die sich ergebenden optimalen Scheibenabstände für Luft von ca. 10 mm und für Argon von ca. 8 mm bestätigen das für Kollektoren üblicherweise verwendete theoretische Modell. Ein Vergleich der im Kollektor gemessenen konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten in den beiden Zwischenräumen mit den berechneten Ergebnissen zeigt deutliche Abweichungen. Das Modell führt sowohl im Spalt zwischen Absorber und Verglasung als auch im Scheibenzwischenraum zu einer Unterbewertung des konvektiven Wärmetransports um bis zu 32 % bzw. 15 %.

Die zu erwartende Leistungsfähigkeit des hocheffizienten Flachkollektors bei Verwendung des entwickelten Low-e Schichtsystems wird mit dem validierten stationären Kollektormodell ermittelt. Es wird gemäß EN 12975-2 ein Konversionsfaktor η_0 von 0,78 erreicht, die Verlustkoeffizienten a_1 und a_2 betragen 2,02 W/(m²K) und 0,0088 W/(m²K²). Experimentelle Untersuchungen sowie Simulationen mit dem entwickelten instationären Kollektormodell zeigen, dass eine Wärmeschutzverglasung die zu erwartende Kollektorkapazität eines Flachkollektors gegenüber einer Einfachverglasung nur um weniger als 10 % erhöht.

Durch verschiedene Tests wird weiterhin die Gebrauchstauglichkeit von Verglasungen bezüglich der im Kollektor auftretenden Belastungen experimentell untersucht und bewertet. Wesentlich ist hier die Beständigkeit der im Randverbund eingesetzten Dichtmaterialien. Die zu erwartenden Temperaturbelastungen und die resultierenden thermomechanischen Beanspruchungen wurden zunächst experimentell ermittelt. Zur Beschreibung der auftretenden Belastungen und Verformungen von abgedichteten Isolierverglasungen infolge eines Temperaturanstiegs des Füllgases wird ein bekanntes Modell angepasst und experimentell validiert. Parameterstudien mit unterschiedlichen Scheibenabständen und Scheibendicken liefern wichtige Erkenntnisse für die Konstruktion von Isolierverglasungen. Die Temperaturbeständigkeit von Prototypverglasungen mit einer Primärabdichtung aus Polyisobutylen im Kollektorformat wird bis zu einer Temperatur im Randverbund von 150 °C getestet. Durch Überprüfung wichtiger Verglasungseigenschaften, vor und nach der Belastung, wird die Temperaturbeständigkeit der Verglasungen bestätigt. Die Untersuchung der UV-Beständigkeit der Dichtmaterialien im Labor anhand von kleinen Verglasungsprüflingen zeigte geringe Alterungseffekte in Form von örtlich begrenztem Adhäsionsverlust zum Glas, die aber vermutlich auf die erhöhte mechanische Belastung infolge des kleinen Formates zurückzuführen sind. Durch eine Freibewitterung von zwei Verglasungsprüflingen in undurchströmten Kollektoren über einen Zeitraum von 13 Monaten wird die Beständigkeit bei real auftretenden, überlagerten Alterungsfaktoren untersucht, ohne dabei Degradationen festzustellen, die die Funktion des Kollektors beeinflussen.

Die Wirtschaftlichkeit des neuen hocheffizienten Kollektors (HFK) wird anhand von Bruttowärmeertragssimulationen und Systemsimulationen in einem solaren Heizungssystem bewertet. Gegenüber den etablierten Kollektorbauarten einfachverglaster Flachkollektor und Vakuumröhrenkollektor wird anhand der Ertragssimulationen ein wirtschaftlicher Betriebsbereich für den HFK zwischen 70 °C und 110 °C Eintrittstemperatur ermittelt. Simulationen für die Deckung des Wärmebedarfs in einem Einfamilienhaus ergeben einen wirtschaftlichen Vorteil für den HFK gegenüber einem einfachverglasten Flachkollektor bei einem Deckungsanteil oberhalb von 37 %. Die Kollektorfläche des HFK kann dabei um etwa 30 % gegenüber dem einfachverglasten Flachkollektor reduziert werden.

Schlagwörter: hocheffiziente Flachkollektoren, Doppelverglasung, niedrig emittierende Beschichtung

Abstract

To enable further dissemination of solar thermal systems, e.g. for industrial process heating, air cooling or space heating systems with a high solar fraction, future collectors have to provide a high efficiency at temperatures above 80 °C or at low irradiance levels. Today's flat plate collectors can only provide very low annual yields at these operating conditions. Since the heat losses through the transparent cover of flat plate collectors dominate the total heat losses, the performance primarily has to be increased by increasing the thermal insulation of the transparent cover. In this work the approach is investigated to use a gas-filled double glazing with a spectrally selective coating as a transparent cover. These coatings exhibit a high transmittance in the solar wavelength range and a high reflectance in the infrared wavelength range, which provides a low emissivity for infrared radiation. Due to this property, such coatings are also known as *low-emissivity coatings* (short term: *low-e coatings*). Task of this work is to develop the essential technical and scientific basis for the implementation of this collector concept.

Since the solar transmittance of commercial low-e coated glass panes is too low for the solar thermal application, a high transmitting low-e coating with a functional layer of aluminum doped zinc oxide (AZO) is developed at ISFH and successfully tested regarding its long-term stability for the application in flat plate collectors. On a glass substrate with a low iron content the coating reaches an adequate emissivity ($\varepsilon = 33$ %) and at the same time a solar transmittance of 85 %, which is significantly higher compared to state of the art low-e glass panes (Ehrmann 2012a). It was developed initially in the laboratory scale. For experiments in test collectors in the present work a commercial low-e coating (*K Glass™)* was used.

One focus of this work is to investigate the performance of the proposed collector concept. Since the high transmitting low-e coating was initially produced in laboratory scale, the expected collector efficiency parameters first have to be determined theoretically. For this purpose a stationary collector model is developed, which calculates the transport of solar radiation and heat in the collector to determine the achievable efficiency parameters based on design parameters, material data, and environmental conditions. On the basis of laboratory measurements with an experimental collector using commercial low-e glass, the model is validated and its suitability is confirmed. Based on this model a transient model is developed, which is also validated experimentally, to enable the determination of the expected collector capacity.

Based on experimental studies with a variable test collector, the optimum gap spacings are determined as a function of the filling gas and the heat loss mechanisms are analyzed. The resulting optimal plate spacing at approximately 10 mm for air and 8 mm for argon confirm the commonly used theoretical model for collectors (Hollands 1976). The measured convective heat transfer coefficients in the two spaces of the collector if compared to the calculated results show significant differences. The model underestimates the convective heat transfer in the spacing between the absorber plate and glazing as well as between the two glass panes by up to 32 % and 15 % depending on the temperature differences.

The expected performance of a high efficiency flat plate collector with the use of the developed low-e coating system is determined using the validated stationary collector model. According to EN 12975-2 a conversion factor η_0 of 0.78 is achieved, the heat loss coefficients a_1 und a_2 are

2.02 W/(m²K) und 0.0088 W/(m²K²). Experimental studies and simulations with the developed transient collector model indicate that a low-e double glazing increases the expected collector capacity of flat plate collector compared to a single glazed one by less than 10%.

Further emphasis is placed on the usability of the collector glazing. Several test setups are used to investigate and evaluate the reliability of low-e double glazing against the mechanical and thermal stresses that can be expected in collectors. The main aspect is the stability of the sealing materials in the edge bond of the glazing. The expected heat loads and the resulting thermo-mechanical stresses were first determined experimentally. To describe the stresses and strains of sealed glazing units due to a rise in temperature of the filling gas, a model from literature is adapted and validated experimentally. Parametric studies with different spacing sizes and glass thicknesses provide important insights for the construction of double glazing units. The temperature stability of prototype glazing units with a primary seal of polyisobutylene in a typical collector size are tested up to a temperature of 150 °C at the sealing materials. Based on the measurements of crucial glazing properties before and after the load test the temperature resistance of the glazing units is confirmed. The resistance of the sealing materials against UV radiation is tested in the laboratory using small glazing specimens. Marginal aging effects in terms of localized loss of adhesion between glass and sealant are detected. This degradation is probably amplified by the increased mechanical stresses because of the small specimen size. By an outdoor weathering of two glazing units applicated in stagnating collectors over a period of 13 months, the durability against naturally occurring superimposed aging factors is examined. No degradation could be detected which affects the function of glazing units.

The economic viability of the new high efficiency collector (HFC) is evaluated on the basis of annual collector yield simulations and simulations of a solar heating system.

Compared to the established types of collectors, single glazed flat plate collector and evacuated tube collector, an economical operating range for the HFC between 70 °C and 110 °C (inlet temperature) is determined by annual collector yield simulations. According to simulations of a solar heating system in a single family house an economic advantage for the HFC compared to a single-glazed flat plate collector is detected for a solar fraction above 37 %. The collector area of the HFC can then be reduced by about 30 % compared to the single glazed flat plate collector.

Keywords: high efficiency flat plate collector, double glazing, low-emissivity coating

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis ..... **i**

Nomenklatur ..... **iv**

1 Einleitung **1**

1.1 Motivation 1

1.2 Ziele 2

1.3 Aufbau und Abgrenzung der Arbeit 3

2 Energetische Betrachtung solarthermischer Flachkollektoren **5**

2.1 Funktionsprinzip 5

2.2 Kollektorwirkungsgrad 5

2.2.1 Temperaturabhängigkeit 6

2.2.2 Einstrahlwinkelabhängigkeit 10

2.3 Optische Kenngrößen 12

3 Verbesserte Flachkollektoren – Stand der Technik **15**

3.1 Füllgase mit geringer Wärmeleitfähigkeit, Unterdruck 15

3.2 Transparente Strukturen 16

3.2.1 Absorber-parallele Strukturen 16

3.2.2 Absorber-senkrechte Strukturen 17

3.2.3 Kammerstrukturen 18

3.2.4 Quasi-homogene Strukturen 18

3.3 Strahlungskonzentration 18

4 Flachkollektor mit spektral selektiver Doppelverglasung **21**

4.1 Systembeschreibung 21

4.2 Antireflexbeschichtungen auf Glas 23

4.3 Spektral selektive Beschichtungen auf Glas 24

4.3.1 Metall-Schichtsysteme 25

4.3.2 Halbleiter-Schichtsysteme 25

4.3.3 Entwicklung von spektral selektiven Schichten am ISFH 27

5 Kollektormodellierung **33**

5.1 Optisches Modell 34

5.1.1 Berechnungsgrundlagen 34

5.1.2 Vergleich der Berechnungsansätze 40

5.2 Thermisches Modell ... 41
5.2.1 Stationäres Modell ... 41
5.2.2 Instationäres Modell ... 52
6 Experimentelle Untersuchungen zum Wirkungsgrad und Wärmeverlust ... 56
6.1 Konvektiver Wärmetransport in Kollektoren - Literaturübersicht ... 56
6.2 Wirkungsgradmessungen ... 60
6.3 Wärmeverlustmessungen ohne Bestrahlung ... 66
6.3.1 Gesamtwärmeverlustkoeffizient ... 67
6.3.2 Konvektive Wärmeübergangskoeffizienten in den Zwischenräumen ... 73
6.4 Einstrahlwinkelkorrekturfaktor ... 84
6.5 Instationäres Kollektorverhalten ... 85
6.5.1 Experimentelle Untersuchungen ... 86
6.5.2 Validierung des instationären Kollektormodells ... 87
6.5.3 Ermittlung der Kollektorkapazität ... 89
7 Wirkungsgradermittlung mit stationärem Kollektormodell ... 94
7.1 Modellvalidierung ... 94
7.2 Kollektorwirkungsgrad mit ISFH Low-e Verglasung ... 95
7.3 Kollektorwirkungsgrad mit herkömmlicher Doppelverglasung ... 97
8 Gebrauchstauglichkeit ... 99
8.1 Stagnationsverhalten ... 100
8.1.1 Experimentelle Untersuchungen ... 100
8.1.2 Extrapolation der zu erwartenden Belastung ... 103
8.2 Thermomechanisches Modell der Kollektorverglasung ... 107
8.3 Mechanische Belastungstests an Isolierverglasungen ... 113
8.3.1 Mechanische Belastung von außen ... 113
8.3.2 Erhöhter Innendruck ... 117
8.4 Hochtemperaturbelastung ... 119
8.4.1 Durchführung ... 119
8.4.2 Untersuchung der Degradation ... 124
8.5 UV-Belastung ... 128
8.5.1 Durchführung ... 128
8.5.2 Untersuchung der Degradation ... 131
8.6 Langzeitexposition ... 134
8.6.1 Durchführung ... 135
8.6.2 Untersuchung der Degradation ... 137

9 Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen 141
9.1 Kostenabschätzung 141
9.2 Bruttowärmeertragssimulation 142
9.2.1 Vergleich mit Standardprodukten 142
9.2.2 Vergleich mit Doppelglaskollektoren 146
9.3 Simulation eines solaren Heizungssystems 147
9.3.1 Simuliertes System 147
9.3.2 Ergebnisse Standardprodukte 149
9.3.3 Ergebnisse Doppelglaskollektoren 152
9.4 Diskussion der Ergebnisse 153
10 Zusammenfassung und Ausblick 155
Literatur 159
Anhang 169
A.1 Unsicherheitsbetrachtung der Wärmeübergangskoeffizienten 169
A.2 Wärmeleitfähigkeitsmessungen an Dämmstoffen 171
A.3 Berechnung des hemisphärischen Emissionsgrads nach EN 673 172
A.4 Differentialgleichung Ein-Knoten-Modell 173
A.5 Berechnung der Kollektorkapazität nach EN 12975-2 175
A.6 Spektrale Intensitätsverteilung Osram Ultra-Vitalux® 176
A.7 Kollektorparameter für die Systemsimulationen 177
A.8 Programmablaufpläne der thermischen Modelle 179
A.9 Veröffentlichungen und Präsentationen 181
Lebenslauf 183

Nomenklatur

Lateinische Symbole

Symbol	Bedeutung	Einheit
A	Aspektverhältnis bzw. Aspect Ratio (engl.)	-
A	Fläche	m²
a	kleinere Kantenlänge der Verglasung	mm
a_1	temperaturunabhängiger Anteil des Wärmeverlustkoeffizienten (Bezug Fluidtemperatur)	W/(m²K)
a_2	temperaturabhängiger Anteil des Wärmeverlustkoeffizienten (Bezug Fluidtemperatur)	W/(m²K²)
a_{60}	effektiver Wärmeverlustkoeffizient bei $\Delta T_F = 60$ K	W/(m²K)
b	größere Kantenlänge der Verglasung	mm
b_0	Koeffizient des Einstrahlwinkelkorrekturfaktors nach *Souka und Safwat* (Gl. 2.24)	-
b_1	Koeffizient nach (Gl. 5.50)	-
b_2	Koeffizient nach (Gl. 5.50)	-
B_v	dimensionsloser Beiwert (Gl. 8.4)	-
B_w	dimensionsloser Beiwert (Gl. 8.3)	-
B_σ	dimensionsloser Beiwert nach (Gl. 8.2)	-
c	Lichtgeschwindigkeit im Vakuum	m/s
c_{eff}	effektive Kollektorkapazität (bezogen auf die Aperturfläche)	J/(m²K)
c_F	Spezifische Wärmekapazität des Fluids	J/(kgK)
d	Schichtdicke	nm
d_i	Innendurchmesser der Fluidrohre	m
E	Elastizitätsmodul	N/mm²
E_d	diffuse Bestrahlungsstärke	W/m²
E_g	Globalbestrahlungsstärke	W/m²
F'	Kollektorwirkungsgradfaktor	-
F'_q	Kollektorwirkungsgradfaktor nach (Gl. 2.20)	-

f_g	flächenbezogene Gewichtskraft	N/mm²
$f_{sav,ext}$	anteilige Primärenergieeinsparung	-
g	Erdbeschleunigung	m/s²
Gr	Grashoff-Zahl	-
h	Wärmetransportkoeffizient	W/(m²K)
h	Häufigkeit	h/a
h	Planck-Konstante	Js
$\dot{H}$	Enthalpiestrom	W
k	Boltzmann-Konstante	J/K
k	Extinktionskoeffizient	-
K_θ	Einstrahlwinkelkorrekturfaktor	-
l	Länge	m
L_{FL}	Länge des Fluidkanals in Strömungsrichtung	m
$\dot{m}_F$	Fluidmassenstrom	kg/s
m	Masse	kg
n	Brechungsindex	-
n	Anzahl der Abschnitte des Fluidkanals	-
n_{Rohr}	Anzahl der parallelen Rohre	-
Nu	Nußelt-Zahl	-
P	spektrale Energiedichte	W/(m²µm)
$P(\lambda)$	spektrale Verteilung der Schwarzkörperstrahlung	W/(m²µm)
p	Druck	N/mm²
Pr	Prandtl-Zahl	-
q	Flächenlast	N/mm²
q^*	normalisierte Belastung nach (Gl. 8.5)	-
$\dot{q}_{nutz}$	spezifische thermische Kollektorleistung	W/m²
$\dot{Q}$	Wärmestrom	W
r	Koeffizient des Einstrahlwinkelkorrekturfaktors nach *Ambrosetti* (Gl. 2.25)	-
R	spezifische Gaskonstante	J/(kgK)
Ra	Rayleigh-Zahl	-

s	Dicke bzw. Abstand	m
S	absorbierte solare Strahlungsleistung	W/m²
$S(\lambda)$	solares Strahlungsverteilungsspektrum	W/(m²nm)
T	Temperatur	K, °C
t	Zeit	s
U	Wärmedurchgangskoeffizient	W/(m²K)
U_{int}	interner thermischer Leitwert	W/(m²K)
U_L	Wärmeverlustkoeffizient	W/(m²K)
U_{L1}	temperaturunabhängiger Anteil des Wärmeverlustkoeffizienten (Bezug Absorbertemperatur)	W/(m²K)
U_{L2}	temperaturabhängiger Anteil des Wärmeverlustkoeffizienten (Bezug Absorbertemperatur)	W/(m²K²)
U_V	Wärmeverlustkoeffizient	W/(m²K)
V	Volumen	mm³
v_W	Windgeschwindigkeit	m/s
w_{max}	maximale Durchbiegung	mm

Griechische Symbole

Symbol	**Bedeutung**	**Einheit**
α	Absorptionsgrad	-
β	Volumenausdehnungskoeffizient	1/K
γ	Höhenwinkel der Einstrahlung	°
δ	Azimuthwinkel der Einstrahlung	°
Δ	Phaseninformation	-
Δt	Zeitschrittweite	s
ΔT_F	Temperaturdifferenz zwischen Fluid und Umgebung	K
ε	Emissionsgrad	-
ε	Dehnung	-
η	Kollektorwirkungsgrad	-
η_0	Konversionsfaktor	-

η_{00}	Konversionsfaktor bei ausschließlich direkter Einstrahlung	-
φ	Neigungswinkel	°
λ	Wellenlänge	nm
λ	Wärmeleitfähigkeit	W/(mK)
ν	kinematische Viskosität	m²/s
θ	Einstrahlwinkel	°
ρ	Reflexionsgrad	-
ρ_F	Dichte des Fluids	kg/m³
σ	Stefan-Boltzmann Konstante	W/(m²K^4)
σ_{max}	maximale Biegespannung	N/mm²
$(\tau\alpha)$	effektives Transmissions-Absorptions-Produkt	-
τ	Transmissionsgrad	-
τ	Zeitkonstante	s
ψ	Längenbezogener Wärmedurchgangskoeffizient	W/(mK)
ψ	Amplitudeninformation	-
Ω	Raumwinkel	sr

Indizes

Symbol	**Bedeutung**
$\perp$	bei senkrechtem Stahlungseinfall
Abs	Absorber
Ap	Apertur
äq	Äquivalent
aus	am Austritt
b	rückseitig
b	direkt
d	diffus
D	Dämmung
ein	am Eintritt
f	frontseitig

G	Gehäuse
G1 bzw. *1*	innere Glasscheibe
G2 bzw. *2*	äußere Glasscheibe
j	Laufindex der n Abschnitte des Fluidkanals
k	konvektiv
kal	Kalibriermessung
Koll	Kollektor
l	Leitung
m	mittig
o	oben
Pr	im Prüfstand
R	Rand der Verglasung
r	reflektiert
s	strahlungsbedingt
sim	simuliert
solar	solarer Wellenlängenbereich (300 – 2500 nm)
th	theoretisch
therm	thermischer Wellenlängenbereich (2500 – 50000 nm)
U	Umgebung
u	unten
v	vertikal
V	Verstärkung
W	Wind
WB	Wärmebrücke
z	Laufindex der Zeit t

Abkürzungen

AG	zwischen Absorber und innerer Glasscheibe
Al	Aluminium
AM	Air Mass

AR	mit Antireflexbeschichtung versehen
AZO	Aluminium dotiertes Zinkoxid (ZnO:Al)
DAQ	Data Acquisition
DG	Doppelglaskollektor ohne Low-e Beschichtung in der Verglasung
ESG	Einscheibensicherheitsglas
FK	Flachkollektor mit Einfachverglasung
FTIR	Fourier-Tranformations-Infrarot Spektrometer
HFK	Hocheffizienter Flachkollektor (mit Low-e Zweifachverglasung)
IEA	International Energy Agency
IR	Infrarotstrahlung
ISFH	Institut für Solarenergieforschung Hameln
ITO	Zinn dotiertes Indiumoxid (In_2O_3:Sn)
Low-e	niedrig emittierende Schicht (auf Absorber oder Glasscheibe)
PC	Polycarbonat
PET	Polyethylenterephthalat
PMMA	Polymethylmethacrylat
SiO_2	Siliziumdioxid
SZR	Scheibenzwischenraum
TCO	transparent leitfähiges Oxid (engl. transparent conductive oxide)
UV	ultraviolette Strahlung
VRK	Vakuumröhrenkollektor
Zn	Zink

1 Einleitung

1.1 Motivation

Der weitere Ausbau der thermischen Solarenergienutzung wird zusätzliche Anwendungen wie industrielle und gewerbliche Prozesswärme, solare Kühlung und Regeneration von Sorptionswärmespeichern erschließen. Die genannten Anwendungen benötigen vorwiegend Wärme mit Temperaturen oberhalb von 80 °C, die nur durch Kollektoren bereitgestellt werden kann, die einen hohen Wirkungsgrad bei hohen Temperaturen, und damit bei hohen Werten der Betriebskenngröße $\Delta T_F/E_g$ erzielen. Solare Raumheizungsanlagen mit einem hohen Deckungsanteil benötigen möglichst hohe winterliche Solarerträge, um den Wärmespeicherbedarf zu reduzieren. Auch hierfür sind leistungsfähigere Kollektoren notwendig, die bei geringen Bestrahlungsstärken und tiefen Außentemperaturen, d. h. ebenfalls großen Werten von $\Delta T_F/E_g$, hohe Wirkungsgrade erzielen. Zudem werden die Solarkreisläufe häufig bei höheren Temperaturen betrieben als es ursprünglich geplant war, und zwar insbesondere dann, wenn komplexere Verbraucher wie Mehrfamilienhäuser oder Nahwärmenetze teilsolar versorgt werden.

Herkömmliche Flachkollektoren sind nicht geeignet, einen Wärmebedarf mit einer Temperatur oberhalb von 80 °C mit ausreichendem Jahresertrag zu decken. Vakuumröhrenkollektoren weisen hier deutliche Vorteile auf, die jedoch mit einigen Nachteilen wie höheren Kosten, eingeschränkter Integrationsfähigkeit in die Gebäudehülle, erhöhten Durchströmungs- und Stagnationsproblematiken und reduzierter mechanischer Belastbarkeit (z. B. Hagelschlag) einhergehen. Da etwa 80 % der Wärmeverluste von herkömmlichen Flachkollektoren über die Apertur abgeleitet werden, die als Einscheibenverglasung ausgeführt ist, müssen Maßnahmen zur Effizienzsteigerung die Wärmedämmeigenschaften der Verglasung verbessern.

In der vorliegenden Arbeit wird ein Kollektorkonzept untersucht, bei dem durch den Einsatz einer *Wärmeschutzverglasung* die Wärmeverluste über die Apertur reduziert werden. Diese wird anstelle einer Einfach-Glasscheibe als transparente Abdeckung in den Flachkollektor integriert. Das im Architekturbereich etablierte Prinzip der *Wärmeschutzverglasung* besteht aus einer gasgefüllten Zweischeiben-Isolierverglasung mit einer spektral selektiven Beschichtung auf der Oberseite der inneren Glasscheibe. Die Beschichtung weist im Wellenlängenbereich der Solarstrahlung ($\lambda < 2500$ nm) eine möglichst geringe Reflexion auf, um eine hohe solare Transmission zu erreichen. Gleichzeitig ist im Wellenlängenbereich der Wärmestrahlung eine hohe Reflexion gefordert, um eine geringes Emissionsvermögen für Wärmestrahlung zu erreichen und so den Wärmestrahlungstransport im Scheibenzwischenraum der Zweischeibenverglasung zu unterdrücken. Diese Schichten werden häufig auch als *niedrig emittierende Beschichtungen* oder *Low-e Beschichtungen* bezeichnet. Durch den hermetisch abgedichtet ausgeführten Scheibenzwischenraum können dort Edelgase eingesetzt werden, die gegenüber einer Luftfüllung zusätzlich den Wärmetransport durch Konvektion und Leitung reduzieren und somit zu einer weiteren Senkung der Kollektorwärmeverluste beitragen.

1.2 Ziele

Wesentliches Ziel dieser Arbeit ist die Schaffung der wissenschaftlichen und technologischen Grundlagen für die Herstellung von Doppelverglasungen mit Low-e Beschichtung, deren Verwendung den Bau von hocheffizienten Flachkollektoren ermöglicht. Ferner soll das Kollektorkonzept hinsichtlich der zu erwartenden Leistungsfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit bewertet werden. Anhand der einzelnen Untersuchungsschwerpunkte wird die Zielsetzung der Arbeit im Folgenden erläutert:

Leistungsfähigkeit des Kollektors

Durch den Einsatz einer selektiv beschichteten Zweifachverglasung in Verbindung mit einem selektiven Absorber, wird in jedem der beiden gas- bzw. luftgefüllten Zwischenräume des Kollektors der Wärmestrahlungstransport deutlich reduziert. Der konvektive Wärmetransport in den Zwischenräumen zwischen Absorber und Verglasung bzw. zwischen den Glasscheiben gewinnt somit an Bedeutung. Anhand von experimentellen Untersuchungen soll dieser analysiert und die Spaltabstände im Kollektor optimiert werden. Neben Luft- werden im Scheibenzwischenraum auch Edelgasfüllungen untersucht. Anhand der Experimente soll zudem die Eignung der aus der Literatur bekannten Modelle für die Beschreibung des konvektiven Wärmetransports im Kollektor geprüft werden.

Parallel zu dieser Arbeit wird am ISFH ein für Kollektorverglasungen geeignetes Low-e Schichtsystem, zunächst jedoch nur im Labormaßstab, entwickelt. Um die zu erwartende Leistungsfähigkeit eines Flachkollektors mit einer Isolierverglasung inklusive dieses Schichtsystems zu quantifizieren, soll ein Kollektormodell entwickelt werden, mit dem bei vorzugebenden optischen Eigenschaften von Verglasung und Absorber sowie der Konstruktions- und Betriebsparameter des Kollektors die Wirkungsgradparameter bestimmt werden können. Wie sich die Wärmeschutzverglasung auf das instationäre Verhalten des Kollektors auswirkt, soll anhand experimenteller und theoretischer Untersuchungen bewertet werden.

Langzeitgebrauchstauglichkeit, technologische Umsetzbarkeit

Der Einsatz von Isolierverglasungen im Kollektor führt zu deutlich höheren Belastungen im Vergleich zu Architekturverglasungen. Wesentlich ist dabei die erhöhte Temperatur im Betrieb und in Stagnationsphasen: Beim Kollektor werden im Gegensatz zu Architekturanwendungen deutlich höhere Maximaltemperaturen in der Verglasung erreicht. Vor allem die einzusetzenden Dichtmaterialien müssen diesen Temperaturen standhalten. Zusätzlich wirken infolge der temperaturbedingten Ausdehnung des Füllgases im Scheibenzwischenraum thermomechanische Belastungen auf die Glasscheiben und Dichtstoffe. Die zu erwartenden Temperaturbelastungen sollen zunächst experimentell ermittelt werden, um Anforderungen an die einzusetzenden Dichtstoffe zu definieren. Für die Untersuchung der Langzeitgebrauchstauglichkeit der neuen Verglasungen werden Hochtemperaturbelastungstests und UV-Belastungstest im Labor durchgeführt. Ferner soll eine Langzeitbewitterung im Freien erfolgen, bei der Testverglasungen in typische Kollektoren eingebaut werden. Um mögliche Degradationen zu erkennen, schließen sich Analysemessungen an den Verglasungen an (optische Messungen, Dichtheit der Verglasung, etc.).

Wirtschaftlichkeit

Die zu erwartenden Kosten für hocheffiziente Flachkollektoren mit geeigneten selektiven Verglasungen sollen ermittelt werden. Diese werden mit den in repräsentativen Anwendungen erzielbaren solaren Erträgen und Deckungsanteilen in Beziehung gesetzt um einen Vergleich zwischen der neuen Entwicklung und etablierten Kollektoren zu ermöglichen.

1.3 Aufbau und Abgrenzung der Arbeit

Die vorliegende Arbeit gliedert sich in zehn Kapitel. Nach einer Einleitung folgt in *Kapitel 2* eine kurze Erläuterung des Funktionsprinzips solarthermischer Flachkollektoren und anschließend die Darstellung der wesentlichen Grundlagen zur Beschreibung des Kollektorwirkungsrads. Ferner werden die wesentlichen optischen Kennzahlen von Verglasungen und Absorbern vorgestellt.

In *Kapitel 3* wird ein Überblick über den Stand der Technik bei hocheffizienten Flachkollektoren gegeben. Es werden die aus der Literatur bekannten Ansätze zur Effizienzsteigerung von solarthermischen Flachkollektoren aufgezeigt und erläutert.

Anschließend erfolgt in *Kapitel 4* eine detaillierte Vorstellung des im Rahmen dieser Arbeit behandelten Kollektorkonzepts mit *Wärmeschutzverglasung*. Es wird auf bereits durchgeführte Arbeiten eingegangen. Ferner werden die Grundlagen zu den im Kollektor verwendeten Glasbeschichtungen erläutert und die am ISFH durchgeführte Entwicklung einer für Kollektorverglasungen geeigneten Low-e Beschichtung vorgestellt.

Kapitel 5 beschreibt im Detail die energetische Modellierung des hocheffizienten Flachkollektors. Die Modellierung erfolgt in zwei Teilmodellen, die den Solarstrahlungstransport bzw. den Wärmetransport im Kollektor beschreiben. Beim optischen Modell werden unterschiedliche Ansätze zur Beschreibung von Mehrfachreflexionen im Kollektor getestet. Ferner wird untersucht, wie sich die Verwendung von spektralen oder integralen optischen Eigenschaften auf die Ergebnisse auswirken. Anschließend wird ein thermisches Kollektormodell vorgestellt, mit dem durch Kopplung mit dem optischen Modell und abhängig von Betriebsbedingungen, Konstruktionsparametern und Materialdaten die zu erwartenden Kollektorwirkungsgradparameter ermittelt werden können. Ein darauf aufbauendes instationäres thermisches Modell wird beschrieben, mit dem Untersuchungen zum transienten Kollektorverhalten durchgeführt werden können.

In *Kapitel 6* werden die im Rahmen der Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen an Versuchskollektoren vorgestellt. Da die am ISFH entwickelte Low-e Beschichtung für Kollektorverglasungen zunächst nur im Labormaßstab vorliegt, werden die experimentellen Untersuchungen mit einer kommerziell verfügbaren Low-e Beschichtung (*Pilkington K Glass™*) durchgeführt. Schwerpunkt stellt dabei die Analyse des konvektiven Wärmetransports im Kollektor dar. Es werden die Ergebnisse von Wirkungsgradmessungen mit Bestrahlung und Wärmeverlustmessungen ohne Bestrahlung vorgestellt, mit dem Ziel die Spaltabstände im Kollektor optimal einstellen zu können. Ferner wird untersucht wie sich unterschiedliche Neigungswinkel auf die Kollektorwärmeverluste auswirken. Zur Beschreibung der konvektiven Wärmetransportvorgänge im Kollektor stehen

ausschließlich semi-empirische Modelle aus der Literatur zur Verfügung, welche mit idealisierten Randbedingungen entwickelt wurden, die so im Kollektor nicht zu erwarten sind. Deshalb werden umfangreiche experimentelle Untersuchungen durchgeführt, um die konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten im Kollektor zu ermitteln und mit den Ergebnissen der Modelle zu vergleichen. Die Ergebnisse fließen in die Modellierung in *Kapitel 5* ein. Die zu erwartende Einstrahlwinkelabhängigkeit des Wirkungsgrads wird durch Messungen an einem Versuchskollektor untersucht. Ferner werden experimentelle sowie theoretische Betrachtungen zum instationären Verhalten vorgestellt.

In *Kapitel 7* wird zunächst die Validierung des stationären Kollektormodells anhand von Wirkungsgradmessungen mit einem Versuchskollektor mit kommerzieller Low-e Beschichtung (*K Glass*™) vorgestellt. Anschließend werden die Wirkungsgradparameter, die mit einer am ISFH im Labormaßstab entwickelten hochtransmittierenden AZO Low-e Beschichtung zu erwarten sind, berechnet. Anhand einer vergleichenden Betrachtung wird zudem ermittelt, wie sich eine Doppelverglasung ohne die Low-e Beschichtung auf den Wirkungsgrad auswirkt. Die Ergebnisse fließen in Systemsimulationen (*Kapitel 9*) ein.

Kapitel 8 beschreibt ausführlich unterschiedliche Untersuchungen zur Gebrauchstauglichkeit des hocheffizienten Flachkollektors. Zunächst werden die maximal auftretenden Temperaturen im Stagnationsfall an unterschiedlichen Komponenten des Kollektors messtechnisch erfasst, um Materialanforderungen definieren zu können und grundlegende Erkenntnisse zur Temperaturverteilung im Kollektor zu gewinnen. Die Untersuchungen zur Gebrauchstauglichkeit beziehen sich im Wesentlichen auf die Wärmeschutzverglasung im Kollektor, vor allem auf die dort eingesetzten Dichtmaterialien. Erfahrungen zur Langzeitstabilität im Architekturbereich lassen sich aufgrund der deutlich höheren Belastung nicht auf die Kollektoranwendung übertragen. Anhand eines validierten Modells werden die thermomechanischen Belastungen und Verformungen von gasgefüllten Doppelverglasungen ermittelt, um Empfehlungen für die Konstruktion ableiten zu können. Es schließen sich Experimente zur mechanischen Belastbarkeit der Isolierverglasung an. Anhand von Langzeitgebrauchstauglichkeitsuntersuchungen im Labor wird die Temperaturbeständigkeit von Verglasungen im Kollektorformat untersucht. Ferner wird die Beständigkeit der Dichtmaterialien gegenüber ultravioletter Strahlung getestet. Durch eine Langzeitexposition von zwei Kollektoren im Freien wird zudem die Beständigkeit gegenüber allen real auftretenden Alterungsfaktoren untersucht und bewertet.

In *Kapitel 9* werden erste Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen bezüglich des untersuchten Kollektorkonzepts vorgestellt. Die zu erwartenden Herstellkosten des neuen Kollektors relativ zu den etablierten Bauarten, Vakuumröhrenkollektor und Flachkollektor, ermittelt. Anhand von Simulationen wird der Bruttowärmeertrag bei unterschiedlichen Temperaturen sowie die Primärenergieeinsparung in einem solaren Heizungssystem untersucht. Es wird ermittelt, unter welchen Randbedingungen der neue Kollektor wirtschaftliche Vorteile gegenüber etablierten Bauarten erzielen kann.

Kapitel 10 fasst die Ergebnisse der Arbeit zusammen. Es werden die Leistungsfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit kritisch diskutiert und noch offene Fragestellungen für weiterführende Arbeiten formuliert.

2 Energetische Betrachtung solarthermischer Flachkollektoren

Ein solarthermischer Kollektor ist ein Energiewandler, der Energie in Form von solarer Strahlung absorbiert und diese in innere Energie der absorbierenden Materialien umwandelt. Diese innere Energie wird anschließend wieder in Wärme umgewandelt und an einen strömenden Wärmeträger übergeben. Je nach verwendetem Wärmeträger können Kollektoren in Flüssigkeits- und Luftkollektoren eingeteilt werden. Weiterhin können sie nach dem Konstruktionsprinzip in konzentrierende Kollektoren mit Lichtumlenkung durch Reflektoren und nicht konzentrierende Kollektoren unterteilt werden. Diese Arbeit soll sich im Wesentlichen mit Flachkollektoren, die von einem flüssigen Wärmeträger durchströmt werden, beschäftigen. Diese ermöglichen die Nutzung von direkter *und* diffuser solarer Strahlung, erfordern keine Sonnennachführung und benötigen einen geringen Wartungsaufwand (Duffie 2006). Das grundsätzliche Funktionsprinzip sowie bekannte Ansätze zur Beschreibung der thermischen und optischen Leistungsfähigkeit werden im Folgenden vorgestellt.

2.1 Funktionsprinzip

Die in der Kollektorebene eintreffende Solarstrahlung wird zum größten Teil von der transparenten Abdeckung transmittiert und, abgesehen von Reflexionsverlusten am Absorber, absorbiert und in Wärme umgewandelt (Abbildung 2.1). Der Absorber besteht in der Regel aus einem Metallblech, das frontseitig mit einer spektral selektiven Beschichtung ausgestattet ist, die ein hohes Absorptionsvermögen für die auftreffende Solarstrahlung sowie eine geringes Emissionsvermögen für Wärmestrahlung aufweist. Über ein rückseitig angebrachtes, durchströmtes Rohrleitungssystem wird die Wärme an einen flüssigen Wärmeträger übertragen und abgeführt. Am weitesten verbreitet sind Rohrregister aus parallel geführten Rohren (sogenannte Harfenabsorber) oder ein serpentinenartig verlegtes Rohr (sogenannte Serpentinen- oder Mäanderabsorber). Durch eine Dämmung zwischen Absorber und Rückwand werden die rückseitigen Wärmeverluste minimiert. Frontseitig reduziert ein Luftspalt zwischen Absorberblech und transparenter Abdeckung die Wärmeverluste. Dieses Luftvolumen ist in der Regel über kleine Belüftungsöffnungen im Gehäuse mit der Umgebungsluft verbunden.

2.2 Kollektorwirkungsgrad

Die Wandlung von Strahlungsenergie in Wärme und der Wärmetransport an den Wärmeträger ist mit verschiedenen Verlusten behaftet (vgl. Abbildung 2.1), die in optische und thermische Verluste unterteilt werden können.

Optische Verluste entstehen durch Reflexionen und Absorptionen an und in der Verglasung des Kollektors sowie durch unvollständige Absorption am Absorber. Thermische Verluste entstehen hauptsächlich durch die bekannten Wärmeverlustmechanismen Leitung, Konvektion und Strahlung infolge einer Temperaturdifferenz zwischen dem Absorber und der Umgebung des Kollektors.

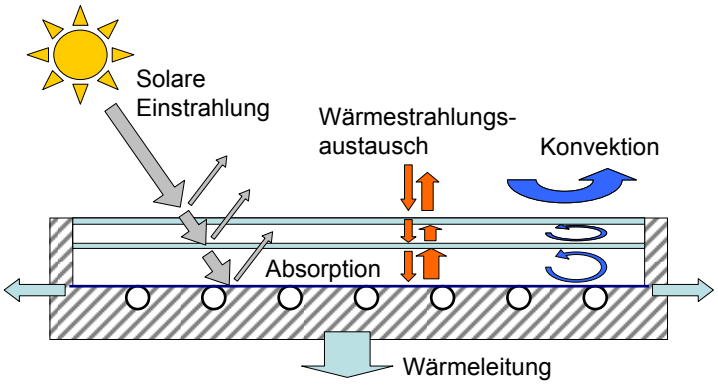


Abbildung 2.1: Prinzipdarstellung eines Flachkollektors mit zweifacher Glasabdeckung, schematische Darstellung der energetischen Gewinne und Verluste.

2.2.1 Temperaturabhängigkeit

Lineares Modell

Die auf die Aperturfläche bezogene absorbierte solare Strahlungsleistung S berechnet sich aus der in die Kollektorebene einfallenden Globalstrahlung E_g die auf dem Absorber zu einem Anteil $(\tau\alpha)$ absorbiert wird. Hierbei steht τ für den Transmissionsgrad der Verglasung und α für den Absorptionsgrad des Absorbers.

$$S = E_g(\tau\alpha) \qquad \text{(Gl. 2.1)}$$

Die thermischen Verluste lassen sich in die drei Pfade Wärmeleitung, Konvektion und Strahlung unterteilen (vgl. Abbildung 2.1). Wärmeleitung über das gedämmte Gehäuse findet in guter Näherung zwischen der mittleren Absorbertemperatur T_{Abs} und der Umgebungslufttemperatur T_U statt. Die freie Konvektion zwischen Absorber und Verglasung[1], sowie die durch Windeinflüsse erzwungene Konvektion zwischen äußerer Glasscheibe und Umgebung lassen sich zu einem Wärmeübergang zwischen T_{Abs} und T_U zusammenfassen. Der Austausch von Wärmestrahlung findet zum einen zwischen Absorber und Glasscheibe[2] zum anderen zwischen der äußeren Glasscheibe und dem über ihr befindlichen Halbraum statt. Diesem Halbraum lässt sich eine effektive Himmelstemperatur $T_{H,eff}$ zuordnen, die stark vom Zustand der Atmosphäre abhängt. Bei Bedingungen, die einen Kollektorbetrieb zulassen, ist diese meist um einige Kelvin geringer als T_U.

Üblicherweise wird jedoch diese Temperaturdifferenz zwischen T_{Abs} und $T_{H,eff}$ für die Strahlungsverluste vernachlässigt und ein Gesamtwärmeverlustkoeffizient U_L mit T_{Abs} - T_U als treibende Temperaturdifferenz definiert (Eisenmann 2003). Damit ergibt sich für die auf die Absorberfläche bezogene Kollektorleistung $\dot{q}_{nutz}$:

---

[1] bei Mehrfachverglasungen zudem zwischen den einzelnen Glasscheiben

[2] ebenfalls bei Mehrfachverglasungen zudem zwischen den einzelnen Glasscheiben

$$\dot{q}_{nutz} = S - U_L\left(T_{Abs} - T_U\right) \qquad \text{(Gl. 2.2)}$$

Gemäß der allgemeinen Wirkungsgraddefinition lässt sich der Kollektorwirkungsgrad als Quotient aus Kollektorleistung zu eingestrahlter Leistung wie folgt ausdrücken:

$$\eta = \frac{\dot{q}_{nutz}}{E_g} = (\tau\alpha) - U_L \frac{\left(T_{Abs} - T_U\right)}{E_g} \qquad \text{(Gl. 2.3)}$$

Die thermische Analyse von Kollektoren wird üblicherweise mit Hilfe von Ersatzschaltbildern durchgeführt, die denen von elektrischen Widerstandsnetzwerken entsprechen. In Abbildung 2.2 ist das einfachste Kollektorschaltbild dargestellt. Es besteht aus zwei Widerständen, die den Gewinn- und Verlustpfad des Kollektors, ausgehend vom zentralen Temperaturknoten des Absorbers T_{Abs}, repräsentieren (vgl. Rockendorf 1992 und 1995; Eisenmann 2003). Dazu wird zusätzlich zum Gesamtwärmeverlustkoeffizienten U_L der interne Leitwert U_{int} eingeführt, der den Wärmetransport zwischen der mittleren Absorbertemperatur T_{Abs} und der mittleren Fluidtemperatur T_F charakterisiert.

$$\dot{q}_{nutz} = U_{\text{int}}\left(T_{Abs} - T_F\right) \qquad \text{(Gl. 2.4)}$$

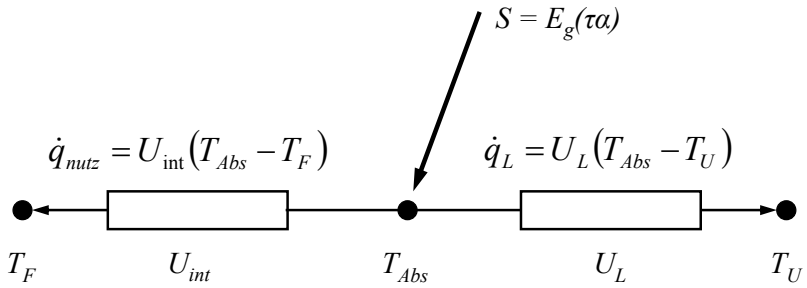


Abbildung 2.2: Einfachstes Kollektor-Ersatzschaltbild, aufgrund der besseren Lesbarkeit sind die Schaltsymbole für die thermischen Widerstände nicht mit den Widerständen, sondern den zugehörigen Leitwerten beschriftet.

Um den Kollektorwirkungsgrad, wie in (Gl. 2.14) dargestellt, messtechnisch erfassen zu können, wäre es nötig die mittlere Absorbertemperatur T_{Abs} zu bestimmen. Diese ist vor allem aufgrund der inhomogenen Temperaturverteilung auf dem Absorber nur mit großem Aufwand und im Allgemeinen nicht ohne eine Beschädigung des Kollektors erfassbar. Deshalb wird anstelle von T_{Abs} die mittlere Fluidtemperatur T_F verwendet. Damit ergibt sich die folgende Darstellung für den Kollektorwirkungsgrad als Funktion von T_F - T_U mit einem temperaturunabhängigen Verlustkoeffizienten a:

$$\eta = \eta_0 - a\frac{\left(T_F - T_U\right)}{E_g} \qquad \text{(Gl. 2.5)}$$

Der Konversionsfaktor η_0 kennzeichnet hier den Wirkungsgrad des Kollektors, wenn $T_F = T_U$ gilt. Um eine Beziehung zwischen den Wirkungsgradkoeffizienten nach (Gl. 2.3) und (Gl. 2.5) herzustellen, wird der Kollektorwirkungsfaktor F' eingeführt. Dieser ist definiert als das Verhältnis der realen Kollektornutzleistung zu der Leistung, die sich ergäbe, falls der gesamte Absorber die mittlere Fluidtemperatur aufweisen würde (vgl. Eisenmann 2003, Duffie 2006):

$$F' = \frac{\dot{q}_{nutz}(T_{Abs})}{\dot{q}_{nutz}(T_{Abs} = T_F)} \qquad \text{(Gl. 2.6)}$$

Mit (Gl. 2.2) folgt

$$F' = \frac{S - U_L(T_{Abs} - T_U)}{S - U_L(T_F - T_U)} \qquad \text{(Gl. 2.7)}$$

und damit

$$\dot{q}_{nutz} = F'(S - U_L(T_F - T_U)) \qquad \text{(Gl. 2.8)}$$

Daraus ergeben sich die folgenden Beziehungen zwischen den Koeffizienten aus (Gl. 2.3) und (Gl. 2.5):

$$\eta_0 = F'(\tau\alpha) \qquad \text{(Gl. 2.9)}$$

$$a_1 = F'U_L \qquad \text{(Gl. 2.10)}$$

Durch Eliminieren von T_{Abs} in (Gl. 2.4) mit Hilfe von (Gl. 2.2) lässt sich somit der folgende Zusammenhang herleiten:

$$\dot{q}_{nutz} = \frac{U_{\text{int}}}{U_{\text{int}} + U_L}\left[S - U_L(T_F - T_U)\right] \qquad \text{(Gl. 2.11)}$$

Durch Koeffizientenvergleich mit (Gl. 2.8) folgt daher die Bestimmungsgleichung für F':

$$F' = \frac{U_{\text{int}}}{U_{\text{int}} + U_L} \qquad \text{(Gl. 2.12)}$$

Aus diesem Zusammenhang wird deutlich, dass die Bedeutung des internen Leitwerts U_{int} vom Absorber an das Fluid mit steigendem Verlustkoeffizienten U_L zunimmt.

Quadratisches Modell

Vor allem aufgrund der Abhängigkeit des Strahlungswärmeverlustes von der vierten Potenz der Strahlertemperaturen nach dem Planck'schen Strahlungsgesetz und der Abhängigkeit der freien Konvektion im Kollektor von der treibenden Temperaturdifferenz, steigen die Wärmeverluste überproportional mit steigender Kollektortemperatur. Häufig wird der Ansatz einer linearen Temperaturabhängigkeit von U_L gewählt:

$$U_L = U_{L1} - U_{L2}\left(T_{Abs} - T_U\right) \qquad \text{(Gl. 2.13)}$$

Eine Übersicht über verschiedene Ansätze aus der Literatur zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit von U_L sind in (Eisenmann 2003) zu finden.

Mit dem linearen Ansatz ergibt sich aus dem linearen Modell nach (Gl. 2.3) ein in der Temperaturdifferenz quadratisches Modell:

$$\eta = (\tau\alpha) - U_{L1}\frac{\left(T_{Abs} - T_U\right)}{E_g} - U_{L2}\frac{\left(T_{Abs} - T_U\right)^2}{E_g} \qquad \text{(Gl. 2.14)}$$

Wie bereits beim linearen Model beschrieben, ist die experimentelle Bestimmung der Absorbertemperatur T_{Abs} sehr aufwändig. Deshalb wird auch im quadratischen Modell anstelle von T_{Abs} die mittlere Fluidtemperatur T_F verwendet. Damit ergibt sich die folgende Darstellung für den Kollektorwirkungsgrad:

$$\eta = \eta_0 - a_1\frac{\left(T_F - T_U\right)}{E_g} - a_2\frac{\left(T_F - T_U\right)^2}{E_g} \qquad \text{(Gl. 2.15)}$$

Diese Wirkungsgraddarstellung als Funktion von T_F - T_U wird auch in der Normung für Kollektortests verwendet, wie z. B. in der aktuell gültigen EN 12975-2 (EN 12975-2 2006). Die Wirkungsgradkennlinie (Gl. 2.15) wird als Ausgleichsfunktion anhand von stationären Messwerten, die bei verschiedenen Temperaturdifferenzen T_F - T_U aufgenommen wurden, ermittelt. Die Kollektorwirkungsgradkoeffizienten η_0, a_1 und a_2 werden numerisch nach der Methode der Minimierung der Fehlerquadrate bestimmt.

Die mittlere Fluidtemperatur ist dabei der arithmetische Mittelwert zwischen den gemessenen Temperaturen am Kollektoreintritt $T_{F,ein}$ und am Kollektoraustritt $T_{F,aus}$:

$$T_F = \frac{\left(T_{F,ein} + T_{F,aus}\right)}{2} \qquad \text{(Gl. 2.16)}$$

Diese Vorgehensweise ist für ausreichend hohe spezifische Fluidmassenströme, bei denen von einer annähernd linearen Erhöhung der Fluidtemperatur in Strömungsrichtung ausgegangen werden kann, gerechtfertigt. Dies wird bei Kollektortests nach EN 12975-2 durch Vorgabe eines Normvolumenstroms sichergestellt.

Eine Umrechnung der Kollektorkoeffizienten aus (Gl. 2.14) und (Gl. 2.15) ist nun im Vergleich zum linearen Kollektormodell deutlich aufwendiger. Rockendorf leitete diese Umrechnung her (Rockendorf 1992 und 1995). Es ergeben sich folgende Zusammenhänge (siehe auch (Eisenmann 2003)):

$$\eta_0 = F'_q(\tau\alpha) - \frac{U_{L2}S(\tau\alpha)}{(U_{L1}+U_{\text{int}})^2} \quad \text{(Gl. 2.17)}$$

$$a_1 = \frac{2U_{L2}SF'_q}{U_{\text{int}}+U_L} + F'_q U_{L1} \quad \text{(Gl. 2.18)}$$

$$a_2 = F'^{\,2}_q U_{L2} \quad \text{(Gl. 2.19)}$$

Mit einer leicht abgewandelten Definition des Kollektorwirkungsgradfaktors:

$$F'_q = \frac{U_{\text{int}}}{U_{\text{int}}+U_{L1}} \quad \text{(Gl. 2.20)}$$

Damit wird deutlich, dass der Konversionsfaktor η_0 und der lineare Verlustkoeffizient a_1 zusätzlich von der Strahlungsintensität S abhängt. Der Einfluss der Intensität S wächst vor allem mit steigendem U_{int}.

2.2.2 Einstrahlwinkelabhängigkeit

Die vom Kollektor absorbierte Strahlungsleistung S setzt sich für den abgedeckten Flachkollektor aus dem Strahlungsfeld $E_g(\delta,\gamma)$, dem Transmissions-Absorptionsprodukt für den senkrechten Einfall $(\tau\alpha)_\perp$ und der Einfallswinkelkorrektur $K(\delta,\gamma)$ zusammen:

$$S = \iint_{\substack{\text{Kollektor}-\\ \text{sichtraum}}} (\tau\alpha)_\perp K(\delta,\gamma) E_g(\delta,\gamma) \cos\gamma \sin\delta \, \mathrm{d}\gamma \mathrm{d}\delta \quad \text{(Gl. 2.21)}$$

Das Strahlungsfeld $E_g(\delta,\gamma)$ kann in einen direkten, einen diffusen und einen vom Boden reflektierten Anteil aufgeteilt werden.

$$E_g(\delta,\gamma) = E_b + E_d + E_r \quad \text{(Gl. 2.22)}$$

In (Duffie 2006) wird eine weitere Unterteilung der Diffusstrahlung in drei Anteile vorgenommen: einen als isotrop angenommenen diffusen Strahlungsanteil, einen zirkumsolaren Anteil und einen Anteil, der die Horizontaufhellung beschreibt. Für die sich damit ergebenden fünf Strahlungsanteile müssten somit fünf verschiedene Einstrahlwinkelkorrekturfaktoren K_x (engl. incidence angle modifier, IAM) bestimmt werden, um (Gl. 2.21) lösen zu können. In der Modellierung von Kollektoren hat es sich jedoch etabliert, einige Strahlungsanteile zusammenzufassen (vgl. Uecker 2001, Frank 2007). Der zirkumsolare Anteil wird gemeinsam mit der Direktstrahlung durch einen IAM erfasst. Die verbliebenen zwei Diffusstrahlungsanteile werden zusammengefasst und als vollständig isotrop angenommen. Häufig wird zudem der vom Boden reflektierte Anteil zum diffusen Anteil hinzugerechnet und ebenfalls als vollständig isotrop betrachtet.

Direktstrahlung

Für Flachkollektoren wird die Transmission und Absorption von Direktstrahlung aufgrund ebener Oberflächen und Vernachlässigung von Anisotropien der Materialeigenschaften in

der Regel nur in Abhängigkeit eines Einstrahlwinkels θ beschrieben. Für den Einstrahlwinkelkorrekturfaktor $K_b(\theta)$ sind im Wesentlichen zwei verschiedene semi-empirische Ansätze in der Literatur zu finden. Zum einen der Ansatz nach *Souka und Safwat* (vgl. Duffie 2006),

$$K_{\theta b}(\theta) = 1 - b_0 \cdot \left(\frac{1}{\cos(\theta)} - 1 \right) \qquad \text{(Gl. 2.23)}$$

und zum anderen der Ansatz nach *Ambrosetti* (Ambrosetti 1985):

$$K_{\theta b}(\theta) = 1 - \tan^{1/r}\left(\frac{1}{2}\theta \right) \qquad \text{(Gl. 2.24)}$$

Zur Beschreibung des Einstrahlwinkelkorrekturfaktors bei Flachkollektoren mit Glasabdeckung hat sich der Ansatz nach *Souka und Safwat* als praktikabler erwiesen, da hier die durch den winkelabhängigen Absorptionsgrad des Absorbers sowie die durch Abschattung durch den Kollektorrahmen hervorgerufenen Effekte besser berücksichtigt werden (vgl. Frank 2007). Für Flachkollektoren typische IAM-Verläufe der beiden vorgestellten semi-empirischen Modelle sind in Abbildung 2.3 dargestellt.

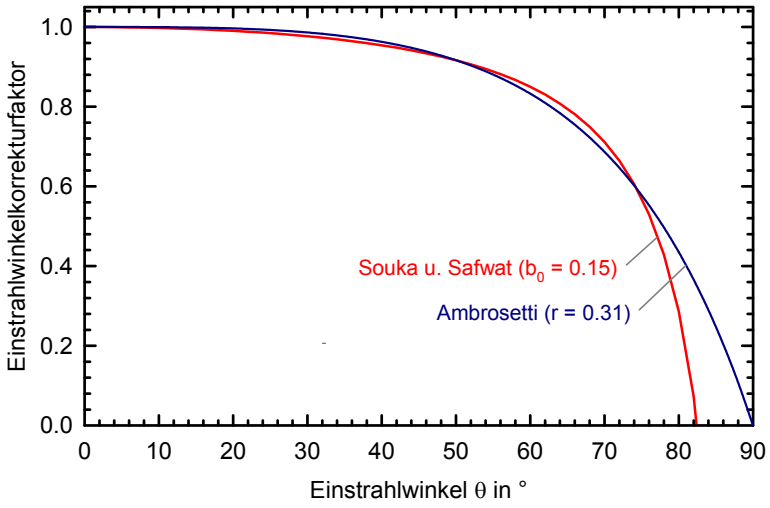


Abbildung 2.3: IAM-Verlauf der in der Literatur vorhandenen semi-empirischen Modelle nach Souka und Safwat (Duffie 2006) und Ambrosetti (Ambrosetti 1985).

Diffusstrahlung

Wird die Diffusstrahlung wie beschrieben vereinfacht als isotrop verteilt angenommen, kann der IAM für Diffusstrahlung $K_{\theta d}$ wie folgt berechnet werden:

$$K_{\theta d} = \frac{\int_{R(x)} K_{\theta b}(\theta)\cos(\theta)\mathrm{d}\Omega}{\int_{R(x)} \cos(\theta)\mathrm{d}\Omega} \quad \text{mit} \quad d\Omega = \sin\theta\,\mathrm{d}\theta\mathrm{d}\varphi \qquad \text{(Gl. 2.25)}$$

Dabei steht $R(x)$ für den Halbraum über dem Kollektor, aus dem Strahlungsanteile einfallen. Wenn für $K_{\theta b}$ der Ansatz nach *Souka und Safwat* (Gl. 2.23) verwendet wird, ergibt sich folgende Integralgleichung, die sich analytisch lösen lässt:

$$K_{\theta d} = \frac{\int_0^{2\pi} \mathrm{d}\delta \int_0^{\arccos\left(\frac{b_0}{b_0+1}\right)} \left(1 - b_0\left(\frac{1}{\cos\theta} - 1\right)\right)\cos(\theta)\sin(\theta)\,\mathrm{d}\theta}{\int_0^{2\pi} \mathrm{d}\delta \int_0^{\pi/2} \cos(\theta)\sin(\theta)\,\mathrm{d}\theta} = \frac{1}{1+b_0} \qquad \text{(Gl. 2.26)}$$

Somit kann der IAM für Diffusstrahlung $K_{\theta d}$ bei Kenntnis des Parameters b_0 direkt bestimmt werden. Bei der experimentellen Bestimmung liegen Messwerte für verschiedene Direkt- und Diffusstrahlungsanteile vor, sodass hier eine multilineare Regression notwendig wird, um $K_{\theta b}$ und $K_{\theta d}$ zu bestimmen. (Gl. 2.26) kann zur Plausibilitätskontrolle der Ergebnisse herangezogen werden.

2.3 Optische Kenngrößen

Im diesem Abschnitt werden die wichtigsten strahlungsphysikalischen Kenngrößen der optischen Komponenten von Flachkollektoren (Verglasung und Absorber) erläutert.

Für Kollektoren sind als Strahlungsquelle die Solarstrahlung und als Gegenstrahler die Wärmestrahlung einzelner Oberflächen im Kollektor oder der Umgebung von Bedeutung. Üblicherweise wird die Spektralverteilung der Solarstrahlung mit einem AM 1.5[3] Spektrum z. B. nach (AMTS-G-173 2003) beschrieben (vgl. Abbildung 2.4). Die Wärmestrahlung wird näherungsweise als Schwarzkörper angenommen und durch das Planck'sche Strahlungsgesetz dargestellt:

$$P(\lambda, T) = \frac{2\pi hc^2}{\lambda^5} \cdot \frac{1}{e^{hc/\lambda kT} - 1} \qquad \text{(Gl. 2.27)}$$

$P(\lambda,T)$ ist dabei die spektrale Energiedichte, h die Planck-Konstante, k die Bolzmann-Konstante, c die Lichtgeschwindigkeit im Vakuum und T die Strahlertemperatur (Baehr 2005).

[3] engl. Airmass, die Luftmasse ist ein relatives Maß für den Weg der Sonnenstrahlung, den diese auf dem Weg zur Erdoberfläche zurücklegen muss. AM 1.0 bedeutet senkrechter Strahlungseinfall, AM 1.5 entspricht einem Einfallswinkel ca. 48° bezogen auf die Senkrechte.

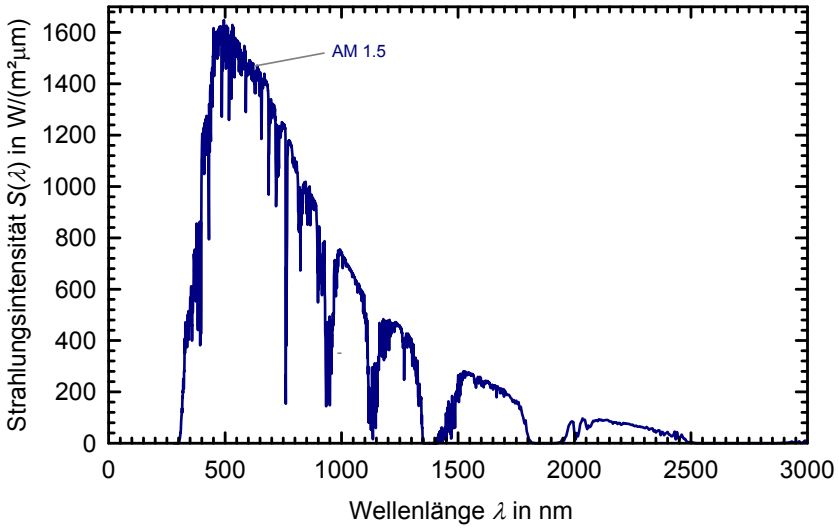


Abbildung 2.4: Solare spektrale Bestrahlungsstärke (AM 1.5) am Erdboden (AMST-G-173 2003).

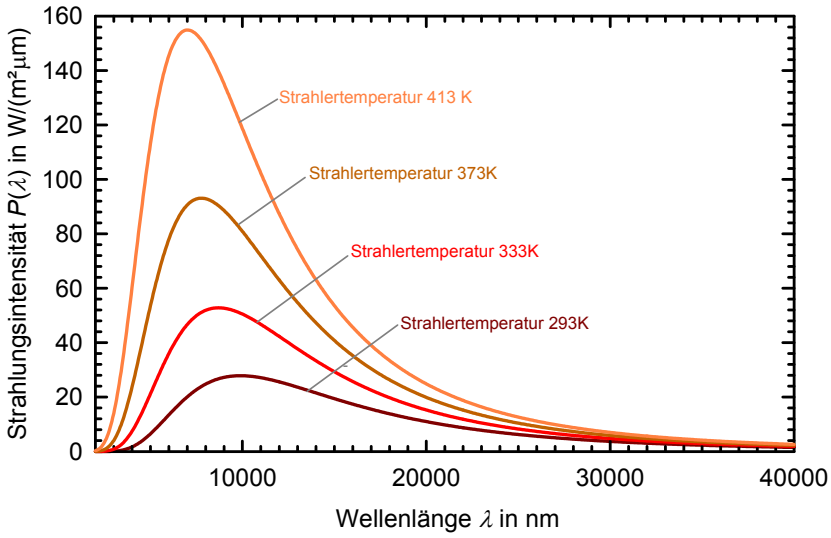


Abbildung 2.5: Spektrale Energiedichteverteilung eines schwarzen Körpers bei unterschiedlichen Temperaturen nach dem Planck'schen Strahlungsgesetz (Gl. 2.27).

Durch das Verhältnis von durchgelassener, reflektierter bzw. absorbierter Strahlungsleistung zur auftreffenden Strahlungsleistung werden die drei elementaren Kennzahlen

- spektraler Transmissionsgrad $\tau(\lambda)$
- spektraler Reflexionsgrad $\rho(\lambda)$
- spektraler Absorptionsgrad $\alpha(\lambda)$

definiert. Aufgrund der Energieerhaltung gilt dabei der grundlegende Zusammenhang

$$\tau(\lambda)+\rho(\lambda)+\alpha(\lambda)=1 \qquad \text{(Gl. 2.28)}$$

Es lassen sich aus diesen spektralen Kennzahlen durch Berücksichtigung entsprechender wellenlängenabhängiger Strahlungsfunktionen allgemeine Kennzahlen definieren. Für die solarthermische Energiewandlung ist der gesamte Spektralbereich des Sonnenspektrums von Bedeutung. Die solare Transmission wird aus dem spektralen Transmissionsgrad $\tau(\lambda)$, der Spektralverteilung des Sonnenspektrums $S(\lambda)$ und dem Wellenlängenintervall $\Delta\lambda$ berechnet:

$$\tau_{solar} = \frac{\int_{300nm}^{2500nm} \tau(\lambda) \cdot S(\lambda) \mathrm{d}\lambda}{\int_{300nm}^{2500nm} S(\lambda) \mathrm{d}\lambda} \approx \frac{\sum_{300nm}^{2500nm} \tau(\lambda) \cdot S(\lambda) \Delta\lambda}{\sum_{300nm}^{2500nm} S(\lambda) \Delta\lambda} \qquad \text{(Gl. 2.29)}$$

Das Wellenlängenintervall wird je nach verwendeter Norm in der praktischen Anwendung unterschiedlich gewählt. Im Rahmen dieser Arbeit wird die Definition der ISO 9050 (ISO 9050 2003) für ein AM 1.5 Spektrum verwendet. Analog zu τ_{solar} werden die solare Reflexion ρ_{solar} und Absorption α_{solar} berechnet.

Im Wellenlängenbereich der Wärmestrahlung ist der thermische Emissionsgrad ε_{therm} (häufig auch als Emissivität bezeichnet) die charakterisierende Kenngröße. Nach dem Kirchhoffschen Strahlungsgesetz ist der spektrale Emissionsgrad $\varepsilon(\lambda)$ äquivalent zum spektralen Absorptionsgrad $\alpha(\lambda)$. Bei bekannten Daten für $\tau(\lambda)$ und $\rho(\lambda)$ kann $\alpha(\lambda)$ nach (Gl. 2.28) bestimmt werden. Für den thermischen Emissionsgrad gilt der folgende Zusammenhang (Siegel 1988):

$$\varepsilon_{therm} = \frac{\int_{2500nm}^{50000nm} \alpha(\lambda) \cdot P(\lambda) \mathrm{d}\lambda}{\int_{2500nm}^{50000nm} P(\lambda) \mathrm{d}\lambda} \approx \frac{\sum_{2500nm}^{50000nm} \alpha(\lambda) \cdot P(\lambda) \Delta\lambda}{\sum_{2500nm}^{50000nm} P(\lambda) \Delta\lambda} \qquad \text{(Gl. 2.30)}$$

Dabei bezeichnet $P(\lambda)$ die Spektralverteilung der Schwarzkörperstrahlung, die nach (Gl. 2.27) in Abhängigkeit der Strahlertemperatur berechnet werden kann.

Da bedingt durch die zur Verfügung stehenden Messeinrichtungen in der Regel Werte für den gerichteten Absorptionsgrad und damit für den gerichteten normalen Emissionsgrad ε_n zur Verfügung stehen, für die Berechnung des Wärmestrahlungstransports jedoch die hemisphärischen Emissionsgrade ε notwendig sind, ist eine Umrechnung der Messwerte notwendig. Für Glasoberflächen kann diese Umrechnung nach EN 673 (EN 673 2003) vorgenommen werden. In Abhängigkeit von ε_n werden hier Korrekturfaktoren $\varepsilon/\varepsilon_n$ vorgegeben (vgl. Anhang A.3, Tabelle A.2). Da dem Autor keine entsprechende Standardisierung speziell für Solarabsorber bekannt ist, wird diese Umrechnung in der vorliegenden Arbeit auch für Emissionsgrade von Absorbern angewandt.

3 Verbesserte Flachkollektoren – Stand der Technik

Herkömmliche Flachkollektoren mit einer einfachen Glasabdeckung können wirtschaftlich Betriebstemperaturen von bis zu 80 °C erreichen (vgl. Weiss 2008). Aus diesem Grund werden Flachkollektoren fast ausschließlich in Systemen zur Trinkwarmwasserbereitung oder Heizungsunterstützung eingesetzt. Um weitere Anwendungsgebiete für Flachkollektoren zu erschließen gibt es verschiedene Ansätze die Wärmeverluste des Kollektors zu senken, mit dem Ziel, Wärme auf höherem Temperaturniveau oder bei geringer solarer Einstrahlung, das heißt großen Werten der Betriebskenngröße $\Delta T_F/E_g$, bereitzustellen. Da etwa 80 % der gesamten Wärmeverluste des Kollektors an der transparenten Abdeckung entstehen, wird mit Hilfe von unterschiedlichen Verbesserungsmaßnahmen daran gearbeitet die frontseitigen Verluste zu reduzieren. Entscheidend ist dabei, nicht gleichzeitig die Transmission der Abdeckung und damit den optischen Wirkungsgrad des Kollektors deutlich zu senken. Im Folgenden werden die wichtigsten, aus der Literatur bekannten Ansätze vorgestellt.

3.1 Füllgase mit geringer Wärmeleitfähigkeit, Unterdruck

Eine Möglichkeit besteht darin, im Kollektor den Raum zwischen Absorber und Verglasung hermetisch abzudichten und mit einem Gas zu füllen, das eine geringere Wärmeleitfähigkeit als Luft aufweist. Theoretische Betrachtungen (Vestlund 2009) zeigen, dass sich durch eine Kryptonfüllung im einfachverglasten Flachkollektor die Wärmeverluste gegenüber einer Luftfüllung um bis zu 20 % reduzieren lassen. Gleichzeitig wird durch die Abdichtung eine Ertragsminderung durch kondensierende Luftfeuchtigkeit oder Staub an der Innenseite der Abdeckung vermieden (Vestlund 2012a und b).

Bisher wurden nur sehr wenige Kollektoren dieses Prinzips vermarktet, ein Beispiel ist das Produkt *Logasol SKS 4.0* des Herstellers *Buderus* (Buderus 2012).

Eine weiterführende Maßnahme, den konvektiven Wärmetransport zu minimieren, besteht darin, den Druck des Gases zu senken. In einem Druckbereich zwischen ca. 10 Pa und 10 kPa liegt der sogenannte Kontinuumsbereich, in dem die Wärmetransporteigenschaften eines Gases nahezu konstant sind und kein konvektiver Wärmetransport auftritt. Bedingt durch die Druckdifferenz zwischen Innen- und Außenseite des Kollektors entstehen an der planaren Abdeckung und am Boden des Kollektors hohe Kräfte, die den Einbau einer zusätzlichen stützenden Struktur (meist Röhrchen als Abstandhalter) erfordert. Ein optimierter Prototypkollektor mit einer Kryptonfüllung zur direkten Dampferzeugung konnte nach (Benz 1999) Wärmeverlustkoeffizienten erreichen, die vergleichbar mit denen eines Vakuumröhrenkollektors sind. Die Aufrechterhaltung der Dichtheit des Gehäuses während der Betriebszeit des Kollektors stellt dabei eine große Herausforderung dar. Experimentell wurden Leckraten von 500 Pa pro Jahr ermittelt (Benz 1999).

3.2 Transparente Strukturen

Ferner können unterschiedliche transparente Strukturen eingesetzt werden, die den Wärmetransport über die Kollektorapertur reduzieren. Diese Strukturen senken sowohl den konvektiven Wärmetransport als auch den Wärmetransport durch Strahlung. Sie lassen sich gemäß ihrer Geometrie in

- Absorber-parallele Strukturen,
- Absorber-senkrechte Strukturen,
- Kammerstrukturen und
- Quasi-homogene Strukturen

klassifizieren (Platzer 1988).

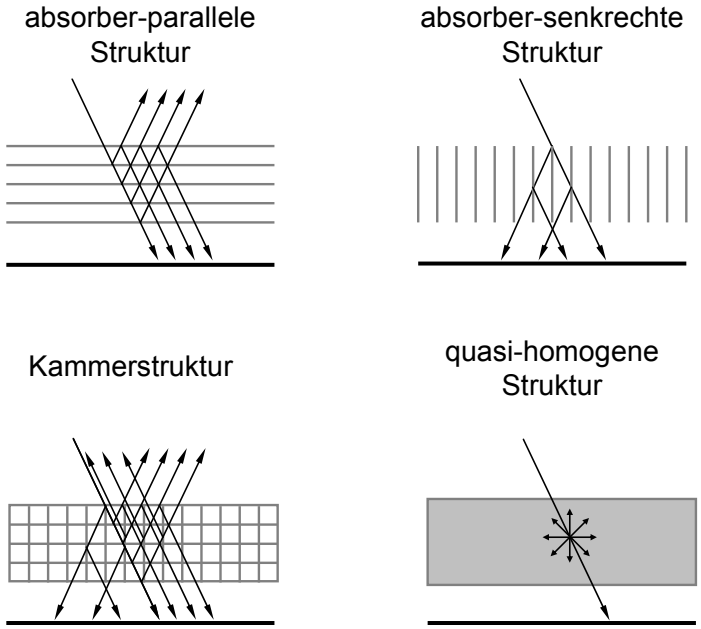


Abbildung 3.1: Klassifizierung transparenter Strukturen gemäß ihrer Geometrie.

3.2.1 Absorber-parallele Strukturen

Zu den absorber-parallelen Strukturen gehören Mehrfachverglasungen und Kunststofffolien. Ihre optischen Eigenschaften sind durch die mit zunehmender Anzahl der parallelen Flächen ansteigenden Reflexionsverluste gekennzeichnet. Aus diesem Grund werden in Kollektoren üblicherweise nicht mehr als zwei parallele Strukturen über dem Absorber eingesetzt.

Transparente Folien werden in Kollektoren üblicherweise zwischen einer äußeren Abdeckung aus Glas und dem Absorber aufgespannt. In den 1980er Jahren wurden Kollektoren mit einer Folie auf PET-Basis (Polyethylenterephthalat) entwickelt. Durch die geringe solare Transmission wurden nur geringe optische Wirkungsgrade erreicht. Weiterhin zeigten sich sehr deutliche Probleme bei der Langzeitbeständigkeit des Materials (Beikircher 2010). Eine weitere Entwicklung ist der in (Vejen 2004) vorgestellte Großflä-

chenkollektor, der hauptsächlich für den Einsatz in solaren Nahwärmenetzen entwickelt wurde. Dieser Kollektor verwendet eine FEP Folie (Perfluorethylenpropylen-Copolymer), die sowohl temperatur- als auch UV-stabil ist und eine solare Transmission von 96 % aufweist. Durch den vergleichsweise hohen thermischen Ausdehnungskoeffizienten des Folienmaterials entstehen mit steigender Temperatur Falten quer zur Einspannungsrichtung, die jedoch reversibel sind und den Kollektorwirkungsgrad nicht beeinflussen. Neben FEP wird aufgrund der optischen und thermischen Eigenschaften auch ETFE (Etylen-Tetrafluorethylen) als Folienmaterial im Kollektor eingesetzt (Beikircher 2010).

Absorber-parallele Strukturen, die als Mehrfachverglasungen ausgeführt sind, können durch eine hermetisch dichte Konstruktion zusätzlich Edelgase mit niedriger Wärmeleitfähigkeit aufnehmen und so die Wärmeverluste durch Leitung und Konvektion weiter reduzieren. Die hohen Reflexionsverluste bei unbeschichtetem Solarglas erfordern den Einsatz antireflexbeschichteter Glasscheiben, um eine signifikante Verbesserung des Wirkungsgrads gegenüber einem einfach verglasten Kollektor zu erreichen (Rommel 2003). Derzeit ist ein Kollektor des Herstellers *Schüco* am Markt verfügbar, der eine mit Argon gefüllte Zweifachverglasung mit Antireflexgläsern verwendet (Heß 2008, Weiss 2008).

3.2.2 Absorber-senkrechte Strukturen

Absorber-senkrechte Strukturen werden in Form von Kapillar- und Wabenstrukturen, deren Längsachse senkrecht zum Absorber ausgerichtet ist, zwischen Absorber und Transparenter Abdeckung angebracht. Die an den Zellwänden reflektierte Strahlung wird in Richtung des Absorbers transportiert, sodass sich die Reflexionsverluste gegenüber den absorber-parallelen Strukturen deutlich verringern. Durch ein geeignetes Aspektverhältnis (Verhältnis Zellenlänge zu Zellendurchmesser) kann ein konvektiver Wärmetransport innerhalb der Struktur vollständig unterbunden werden (Platzer 1988).

Gebräuchliche Standard-Kunststoffe für die Herstellung dieser Strukturen sind Polymethylmethacrylat (PMMA), Polycarbonat (PC) oder Polyethylenterephthalat (PET) (Janßen 2003, Rommel 1992). Diese weisen gute optische Eigenschaften und eine geringe Wärmeleitfähigkeit auf und sind kostengünstig herstellbar. Nachteil ist die begrenzte Beständigkeit bei Temperaturen über 80 bis 110 °C sowie bei hohen UV-Belastungen. Gewöhnlich werden diese Materialien deshalb in Architekturanwendungen mit geringen Betriebstemperaturen eingesetzt (Tageslichtsysteme, transparente Wärmedämmung, Kollektoren mit integriertem Speicher).

In einem weiteren Projekt wurde der Einsatz einer hochtransparenten Wabenstruktur aus Zellulose-Acetat, ein ebenfalls kostengünstiger Kunststoff, in Flachkollektoren untersucht (Giovannetti 2011a und 2011b). Experimentelle Untersuchungen zeigten eine deutliche Wirkungsgradsteigerung im Vergleich zu einem einfach verglasten Kollektor. Problem war hier ebenfalls die nicht vorhandene Beständigkeit bei Temperaturen über 100 °C und gleichzeitiger Einwirkung ultravioletter Strahlung.

Technische Kunststoffe (insbesondere Fluor-Polymere) können deutlich höheren Belastungen widerstehen, sind aber um ein Vielfaches teurer (mindestens um den Faktor 5 gegenüber Standard-Kunststoffen), sodass ihre höhere Leistungsfähigkeit den Einsatz in

Kollektoren nicht rechtfertigen kann. Trotz guter theoretischer und experimenteller Ergebnisse (Symons 1984, van Orshoven 1996) wurde bisher kein kommerzieller Kollektor vermarktet.

Ein weiterer Ansatz ist der Einsatz von Kapillarstrukturen aus Glas, um die Problematik der eingeschränkten Beständigkeit vieler Kunststoffe zu umgehen. Um die Wärmeleitung im Material zu minimieren, sind sehr geringe Wandstärken der Kapillaren notwendig, wodurch sehr fragile Strukturen entstehen (Rommel 1992). Die Glaskapillaren müssen zudem in Zweifachverglasungen eingebettet werden, wodurch das Gewicht und die Herstellkosten erhöht werden und die solare Transmission verringert wird. Die Verarbeitung, die Integration in den Kollektor und die Handhabbarkeit der Materialien bzw. des Kollektors schränken die Praxistauglichkeit dieser Lösung stark ein.

3.2.3 Kammerstrukturen

Zu der Klasse der Kammerstrukturen gehören Mehrfachstegplatten und transparente Schäume mit unregelmäßig verteilten Lufteinschlüssen von wenigen Millimetern Durchmesser. Durch die geringen Kammerdurchmesser kann hier, wie bei den absorber-senkrechten Strukturen, eine vollständige Unterdrückung des konvektiven Wärmetransports innerhalb der Struktur erreicht werden. Der Wärmetransport durch Leitung ist jedoch aufgrund des größeren Festkörperanteils höher als bei den absorber-senkrechten Strukturen (Voss 1991). Kammerstrukturen werden in der Regel im Architekturbereich (transparente Wärmedämmung) eingesetzt, Anwendungen in Kollektoren sind aufgrund der im Vergleich zu absorber-senkrechten Strukturen deutlich erhöhten optischen Verluste, sowie aufgrund begrenzter Temperaturbeständigkeit nicht gebräuchlich.

3.2.4 Quasi-homogene Strukturen

Mikroporöse Strukuren wie Silica-Aerogel gehören zur Klasse der quasi-homogenen Strukturen. Aerogel ist eine mikroporöse Silikatstruktur mit einer sehr hohen Porosität (Volumenanteil der Luft) von 90 % bis 95 % mit Porendurchmessern von 10 nm bis 50 nm. Aufgrund der geringen Porengröße wird der Wärmetransport durch Strahlung und Leitung innerhalb der Struktur weitestgehend unterdrückt. Reflexionen an der Porenoberfläche treten nur in sehr geringem Maße auf, da die Porengröße mit 20 nm deutlich geringer ist als die Wellenlänge der Solarstrahlung (Voss 1991). Ein Flachkollektor mit einer monolithischen Silica-Aerogel-Struktur in der transparenten Abdeckung wird von Svendsen (Svendsen 1989) vorgestellt. Kommerziell sind Kollektoren mit Aerogel-Abdeckung nicht verfügbar, der Hauptgrund dafür liegt in den hohen Materialkosten, zurückzuführen auf den aufwendigen Herstellprozess von Silica-Aerogel-Strukturen.

3.3 Strahlungskonzentration

Ein weiterer Ansatz die Wärmeverluste in Flachkollektoren zu verringern, ist das Verhältnis der Absorberfläche, an der die Wärmeverluste entstehen, zu der Aperturfläche, durch die die Solarstrahlung eintritt, zu verringern. Dies geschieht durch eine Strahlungskon-

zentration mit Hilfe geeigneter Reflektoren. Ein weiterer Effekt der Strahlungskonzentration kann eine Kostenreduktion sein, da der kostenintensive Anteil der Absorberfläche an der gesamten Kollektoroberfläche reduziert wird.

Grundsätzlich wird zwischen abbildenden und nicht abbildenden Systemen unterschieden. Erstere fokussieren ausschließlich parallel einfallende Strahlung (Direktstrahlung) auf eine Linie oder einen Punkt und müssen deshalb nachgeführt werden. Nicht abbildende Systeme fokussieren die gesamte innerhalb eines Akzeptanzwinkels einfallende Strahlung, somit auch Teile der Diffusstrahlung, und können stationär ohne Nachführung betrieben werden. In Kombination mit einer flachen Kollektorkonstruktion werden nur nicht abbildende Systeme mit einem Konzentrationsverhältnis kleiner als 2,5, basierend auf sogenannten CPC-Reflektoren (engl. Compound Parabolic Concentrator), eingesetzt. Auf dem Markt sind derzeit zwei unterschiedliche flache CPC-Kollektoren des portugiesischen Herstellers *AO Sol* mit einer Konzentration C[4] von 1,12 bzw. 1,5 für die Trinkwarmwasserbereitstellung bzw. allgemein für die Wärmebereitstellung bis 110 °C erhältlich (Weiss 2008, Buttinger 2010).

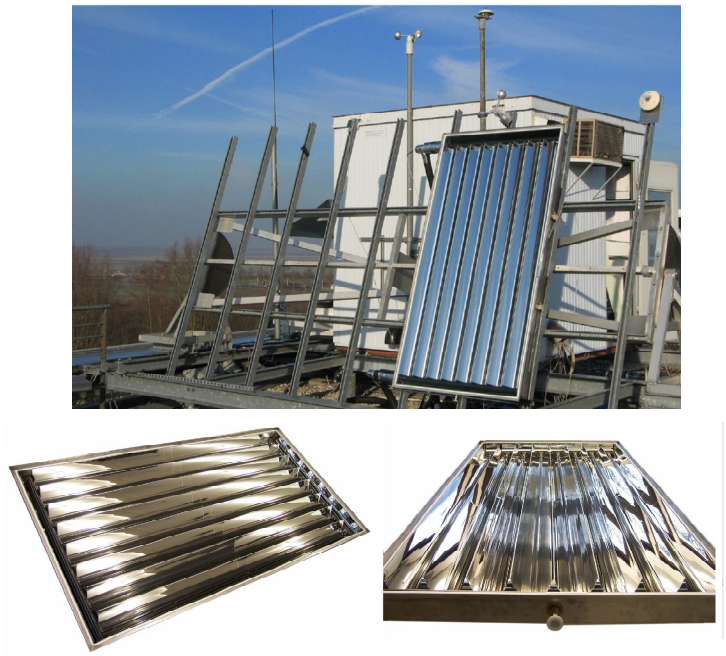


Abbildung 3.2:Flacher CPC Kollektor mit Glasabdeckung und Inertgasfüllung bei geringem Druck. Oben: Prototyp bei der Vermessung im Outdoor-Prüfstand. Unten: Einzelansichten des ersten Prototyps (Buttinger 2010).

In (Buttinger 2009 und 2010) wird die Entwicklung eines flachen CPC-Kollektors mit Glasabdeckung vorgestellt, der zusätzlich evakuiert wird, um die konvektiven Wärmeverluste zu reduzieren (vgl. Abbildung 3.2). Es wurde gezeigt, dass nur durch die Kombination aus Strahlungskonzentration und dem Einsatz einer Inertgasfüllung bei geringem Druck (< 1000 Pa) ein hoher Wirkungsgrad für Temperaturen über 110 °C

[4] Die Konzentration C bezeichnet das Verhältnis von Aperturfläche zu abgewickelter Absorberfläche

erzielt werden kann. Unter Standardbedingungen kann der vorgestellte Kollektor bei einer Fluidtemperatur von 150 °C (T_u = 20 °C) einen Wirkungsgrad von über 50 % erreichen. Wesentlicher weiterer Forschungsbedarf besteht hinsichtlich der Langzeitstabilität der Dichtungsmaterialien (Buttinger 2010).



Abbildung 3.3: Flachkollektorkonstruktion mit externem Reflektor. Oben: Verschiedene Prototypstadien im Outdoor-Prüfstand. Unten: Installiertes Kollektorfeld (Heß 2010, Eisenmann 2011)

Einen grundsätzlich anderen Ansatz der Strahlungskonzentration verfolgt die von Heß (Heß 2009 und 2010) vorgestellte Entwicklung einer Flachkollektorkonstruktion mit einem externen Reflektor. Der Reflektor besteht dabei aus drei ebenen Spiegelsegmenten, die eine Annäherung an die geometrische Form eines Parabelsegments eines CPCs ergeben und einseitig außen am Flachkollektor angeordnet sind. Um gleichzeitig zum erhöhten Strahlungsempfang des Kollektors die konvektiven Wärmeverluste zu reduzieren, wurde eine zweifache transparente Abdeckung, bestehend aus einer Antireflexglasscheibe und einer Folie, zwischen Absorber und Glas integriert und konstruktiv an die hohen Temperaturen angepasst. Anhand von Ertragssimulationen wird gezeigt, dass die externen Reflektoren im angestrebten Betriebsbereich des Kollektors eine Erhöhung des Jahresertrages von 37 % (bei 80 °C Eintrittstemperatur) bis 90 % (bei 120 °C) herbeiführen (Eisenmann 2011). Wesentlicher Nachteil dieses Konzepts sind die sehr hohen Kosten, die für einen hagelschlagsicheren Reflektor aufgewendet werden müssen. Zudem entstehen durch die Konzentration lokal sehr hohe Stagnationstemperaturen, vor allem am Absorber, die weitere Gebrauchstauglichkeitsprobleme herbeiführen.

4 Flachkollektor mit spektral selektiver Doppelverglasung

4.1 Systembeschreibung

Das im Rahmen dieser Arbeit untersuchte Kollektorprinzip basiert auf einem herkömmlichen Flachkollektorgehäuse, in das anstelle einer Einfachglasscheibe eine hermetisch abgedichtete Zweischeibenverglasung als transparente Abdeckung integriert wird (vgl. Abbildung 4.1). Wesentlicher Funktionsbestandteil dieser Verglasung ist eine spektral selektive Beschichtung auf der unteren Glasscheibe (auf Position 3[5]), die zum einen eine hohe solare Transmission gewährleistet und zum anderen einen geringen Emissionsgrad aufweist, um den Transport von Wärmestrahlung zwischen den beiden Glasscheiben zu reduzieren. Dieses Prinzip der *Wärmeschutzverglasung* wurde schon Anfang der 1970er Jahre infolge der Ölkrise entwickelt und wird seit Mitte der 1990er Jahre als Standard im Architekturbereich (Fenster, Fassadenverglasungen) eingesetzt. Die übrigen Glasoberflächen sind mit Antireflexschichten ausgestattet, um die optischen Verluste an den Grenzflächen zu minimieren. Ein hermetisch abdichtender Randverbund der Verglasung ermöglicht das Einbringen einer Edelgasfüllung in den Scheibenzwischenraum, um zusätzlich den Wärmetransport durch Konvektion und Leitung gegenüber einer Luftfüllung zu reduzieren. Die Verglasung ist in ein herkömmliches Flachkollektorgehäuse mit Rückseitendämmung integriert, das mit einem hochselektiven Absorber ausgestattet ist. Der Raum zwischen Absorber und Verglasung ist wie bei Flachkollektoren üblich, offen zur Atmosphäre ausgeführt und demzufolge mit Luft gefüllt.

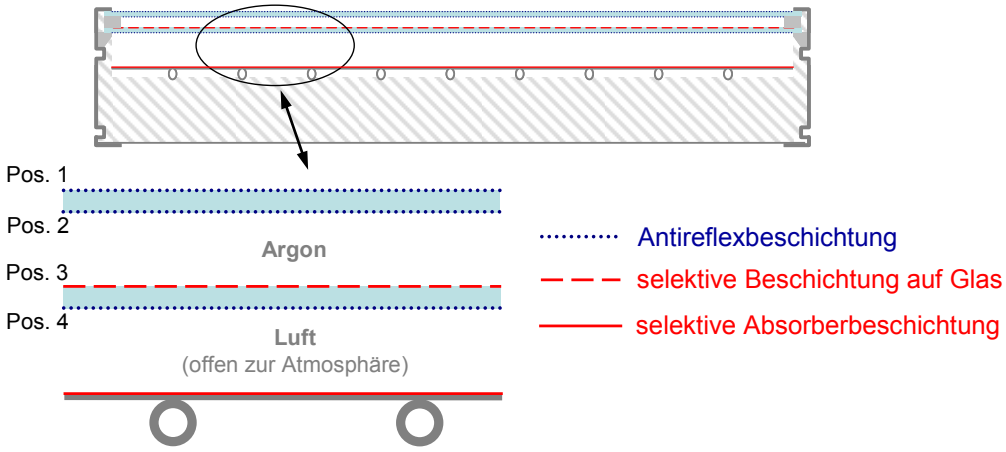


Abbildung 4.1: Schematische Darstellung des Kollektorprinzips mit einer Zweifachverglasung und niedrig emittierender Schicht auf der unteren Glasscheibe. Der Spalt zwischen Absorber und unterer Glasscheibe ist offen gegen die Atmosphäre ausgeführt und daher mit Luft gefüllt.

[5] Zur Angabe der Position werden in der Glasindustrie üblicherweise die einzelnen Glasoberflächen, beginnend mit der zur äußeren Umgebung gewandten Seite, fortlaufend durchnumeriert.

Das Prinzip eines Flachkollektors mit einer Zweischeibenverglasung und selektiver Schicht auf der unteren Glasscheibe ist bereits seit den 1970er Jahren bekannt. In (Apfel 1975) wurden unterschiedliche Anwendungen von transparenten selektiven Schichten auf Glas vorgestellt. Hier wird erstmals die Anwendung einer solchen Schicht in einem doppeltverglasten Kollektor vorgeschlagen. Eine theoretische Studie (Goodman 1976) untersuchte den Einfluss von transparenten Metalloxidbeschichtungen mit unterschiedlichen optischen Eigenschaften auf den Wirkungsgrad eines nicht-selektiven[6] Kollektors. Ferner wird anhand von theoretischen Betrachtungen sowie Messungen an einem Experimentalkollektor gezeigt, dass eine gering absorbierende selektive Schicht am effektivsten auf der äußeren Seite der inneren Glasscheibe (Position 3) aufgebracht wird. In einem bereits abgelaufenen deutschen Patent (Patent 1976) war dieses Kollektorkonzept wenig später ebenfalls erwähnt. Diese Erfindungsmeldung sieht im Unterschied zu dem in dieser Arbeit untersuchten Prinzip ausschließlich Luft als Füllgas der Zweischeibenverglasung vor.

In (Fan 1976) werden unterschiedliche Anwendungsmöglichkeiten von spektral selektiven Schichten in einfachverglasten solarthermischen Flachkollektoren diskutiert. Es wird neben der Möglichkeit das Absorberblech selektiv zu beschichten, die Möglichkeit vorgestellt, transparente spektral selektive Schichten auf der Unterseite der Verglasung aufzubringen, um die Wärmeverluste durch Strahlung zu reduzieren. Dies hat den Vorteil, dass die selektive Schicht auf der Verglasung im Vergleich zur Positionierung am Absorber deutlich geringeren Temperaturen ausgesetzt ist und somit die Anforderungen an eine thermische Beständigkeit deutlich geringer sind. Eine theoretische Betrachtung der Anwendung von selektiven Schichten (hier speziell Zinn dotiertes Indiumoxid) in Zusammenhang mit einem einfachverglasten Flachkollektor anhand von Wirkungsgradberechnungen wird in (Yoshida 1978) vorgestellt. Die Ergebnisse zeigten, dass die selektive Schicht auf der Verglasung sowohl bei Verwendung eines selektiven Absorbers als auch bei der Verwendung eines nicht-selektiven Absorbers erst bei sehr hohen Kollektortemperaturen den Kollektorwirkungsgrad positiv beeinflusst.

Anhand erster experimenteller Untersuchungen am ISFH in 2006 mit kommerziell verfügbaren Gläsern und mit nicht abgedichteter Isolierverglasung wurde gezeigt, dass der effektive Wärmeverlustkoeffizient a_{60} durch den Einsatz einer marktüblichen Low-e Glasscheibe anstelle einer unbeschichteten Glasscheibe um etwa 0,9 W/m²K reduziert werden kann, allerdings auf Kosten eines um 16 % absolut geringeren Konversionsfaktors (Jack 2006, Eisenmann 2007).

In den folgenden Abschnitten werden Grundlagen zum Aufbau und der Funktion von Antireflex- und Low-e Beschichtungen vorgestellt. Es wird auf die bekannten Beschichtungen eingegangen und im Falle der Low-e Beschichtung die am ISFH durchgeführten Arbeiten zur Schichtentwicklung vorgestellt.

---

[6] „Nicht-selektiver Kollektor“ bezieht sich hier auf die spektrale Selektivität des Absorbers und bezeichnet somit einen Kollektor mit nicht selektivem Absorber.

4.2 Antireflexbeschichtungen auf Glas

Entspiegelte Gläser finden schon seit langem ihre Anwendung in Brillengläsern, Abdeckungen von Armaturen oder in Schaufenstern. Die Wirkung der dort eingesetzten Multilayerbeschichtungen basiert auf dem Effekt der destruktiven Interferenz, die eine starke Wellenlängen- und Winkelabhängigkeit zeigt. Diese Schichten senken häufig ausschließlich die Reflexion im sichtbaren Wellenlängenbereich des Lichts (λ = 380-780 nm). Im übrigen Wellenlängenbereich können sie für eine Reflexionssteigerung sorgen, sodass sie zum Teil sogar mehr Solarstrahlung reflektieren als eine unbeschichtete Glasscheibe.

Für die Anwendung als Kollektorabdeckung sind breitbandentspiegelte Gläser notwendig, die einen möglichst verlustfreien Transport der Solarstrahlung im gesamten solaren Wellenlängenbereich (λ = 300 - 2500 nm) gewährleisten. Eine Breitbandentspiegelung auf Glas erfordert Materialien mit sehr geringem Brechungsindex, die bisher nicht hergestellt werden konnten. Der Ausweg besteht in der Verwendung einer porösen Beschichtung oder einer Oberflächenstrukturierung. Aufgrund des Luftanteils lassen sich dadurch sehr niedrige effektive Brechungsindizes realisieren. Wenn die Poren ausreichend fein sind, werden sie von der einfallenden Strahlung nicht aufgelöst. Die Strahlung breitet sich wie in einem homogenen Medium, dessen Brechungsindex durch die Materialanteile bestimmt wird, aus. Die vorhandenen Verfahren lassen sich wie folgt klassifizieren (Gombert 1998):

- Ätzverfahren mit flourhaltigen Säuren zur Herstellung poröser Schichten
- Sol-Gel-Verfahren zum Aufbringen poröser Schichten
- Oberflächenrelief-Gitter bzw. stochastische Oberflächenrelief Strukturen

Aufgrund der Toxizität der eingesetzten Säuren (z. B. HF) sind Ätzverfahren für eine industrielle Schichtherstellung problematisch.

Oberflächen-Relief-Gitter können durch Prägeverfahren aufgebracht werden. Aufgrund der Härte von Glas müssen diese jedoch in organische Schichten (z.B. Folien) eingebracht werden, die anschließend auf die Glasscheibe aufgebracht werden. Dies erschwert eine kostengünstige Herstellung (Gombert 1997 und 2000).

Demgegenüber weisen Sol-Gel Verfahren vor allem den Vorteil auf, eine kostengünstige Herstellung zu ermöglichen. Vor etwa zehn Jahren wurde bereits eine Sol-Gel Beschichtung auf Basis von porösem Siliziumdioxid sowie ein industrielles Verfahren zur Herstellung eines Antireflexglases entwickelt. Diese Schichten reduzieren die Reflexionsverluste von etwa 4 % pro Glasoberfläche (bei unbeschichtetem Glas) auf ca. 1 % pro Glasoberfläche. Somit kann bei Verwendung von eisenarmem Floatglas (τ_{solar} ca. 0,90) als Substrat eine beidseitig antireflexbeschichtete Glasscheibe eine solare Transmission τ_{solar} = 0,96 erreichen (Hofmann 2002). Die gemessene spektrale Transmission einer unbeschichteten und einer beidseitig antireflexbeschichteten im Vergleich Glasscheibe zeigt Abbildung 4.2.

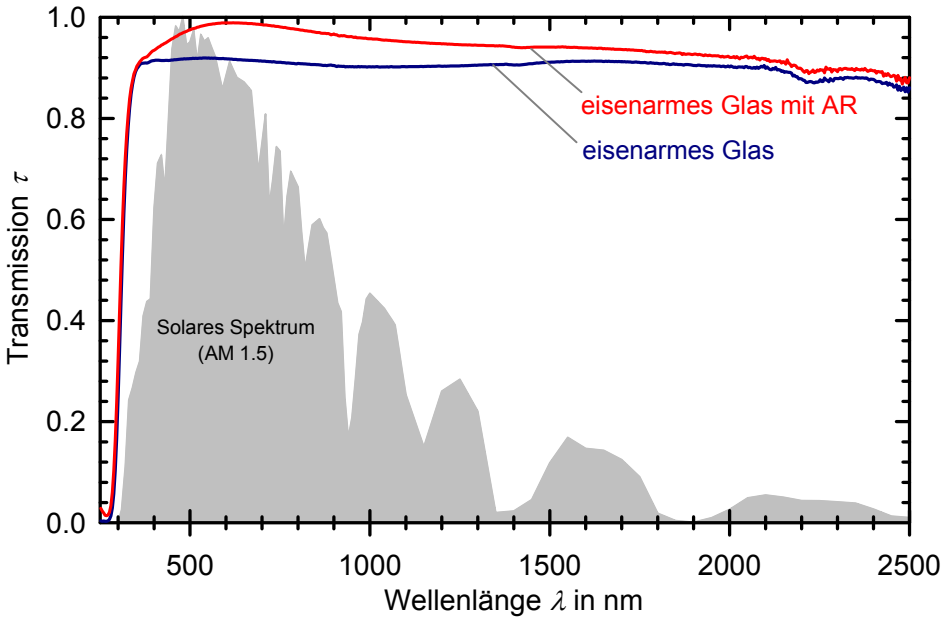


Abbildung 4.2: Gemessene spektrale Transmission einer Glasscheibe mit geringem Eisenanteil (d = 4 mm, τ_{solar} = 91 %) und einer identischen Glasscheibe mit beidseitig aufgebrachter Antireflexschicht (poröses Siliziumdioxid) mit τ_{solar} = 96 % (Messdaten ISFH).

4.3 Spektral selektive Beschichtungen auf Glas

Spektral selektive Beschichtungen weisen deutlich unterschiedliche optische Eigenschaften in Abhängigkeit der Wellenlänge der auftreffenden Sonnenstrahlung auf. Als Funktionsschicht auf der transparenten Glasabdeckung eines Kollektors ist ein hoher solarer Transmissionsgrad (vgl. (Gl. 2.29)) gefordert, damit ein möglichst großer Anteil der auftreffenden Sonnenstrahlung die Scheibe passieren kann. Im Wellenlängenbereich der Wärmestrahlung (2500 nm bis 50000 nm) ist eine möglichst hohe Reflexion nötig, um einen geringen thermischen Emissionsgrad (vgl. (Gl. 2.30)) zu erhalten. Ziel hierbei ist die durch Abgabe von Wärmestrahlung erzeugten Verluste zu minimieren.

Abbildung 4.3 zeigt den Verlauf des Transmissions- und Reflexionsspektrums für eine solche ideale solare Beschichtung. In Architekturverglasungen werden spektral selektive Beschichtungssysteme eingesetzt, um die Wärmeverluste in Mehrfachverglasungen zu reduzieren. Aufgrund ihrer geringen Emission von Wärmestrahlung werden sie auch als *niedrig emittierende* oder *Low-e Beschichtungen* bezeichnet. Die eingesetzten Beschichtungssysteme lassen sich anhand der Funktionsmaterialien in metallische und halbleiterbasierte Schichtsysteme unterteilen.

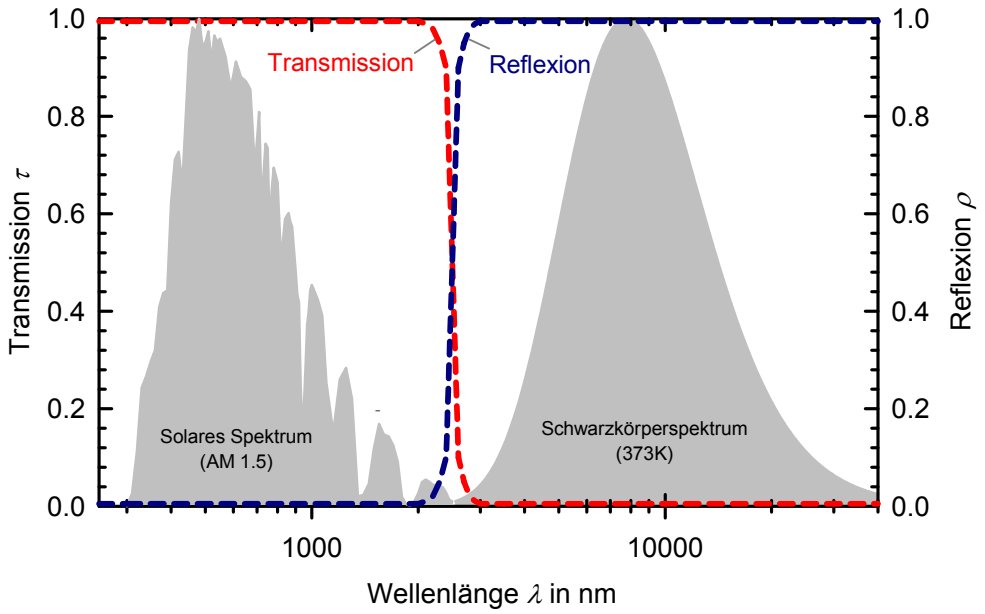


Abbildung 4.3: Transmissions- und Reflexionsverlauf einer idealen Low-e Schicht auf Glas, die Solarstrahlung wird vollständig transmittiert, die Wärmestrahlung wird vollständig reflektiert.

4.3.1 Metall-Schichtsysteme

Für die angeführten Metall-Schichtsysteme wird heute fast ausschließlich Silber verwendet. Es besitzt schon bei dünnen Schichtdicken einen niedrigen Flächenwiderstand, hat im Bereich des sichtbaren Lichts eine relativ geringe Absorption und ist zudem farbneutral (Giovannetti 2007, Gläser 1999). Da Silber korrosionsanfällig ist, werden die Funktionsschichten zwischen Deck- und Haftschichten eingebettet, die zum einen als Schutzschicht gegen chemischen und mechanischen Angriff und zum anderen zusätzlich reflexionsmindernd wirken. Zudem dient die Haftschicht als Haftvermittler zwischen Glasoberfläche und Silberschicht und soll damit gewährleisten, dass die Silberschichten bei den geforderten geringen Schichtdicken (ca. 12 nm) homogen aufwachsen.

Heutige Silberschichtsysteme für Fensterverglasungen sind hinsichtlich einer Minimierung der Wärmeverlustkoeffizienten optimiert worden, und erreichen sehr geringe Emissivitäten, bei gleichzeitig hoher Lichttransmission. Typische Werte für die Emissivität im Wärmestrahlungsbereich von Silberschichtsystemen liegen bei 0,03 bis 0,04 ($T = 283$ K) bei einer Lichttransmission (380 nm – 780 nm) von etwa 0,9.

4.3.2 Halbleiter-Schichtsysteme

In Verbindung mit Flachglas werden heute fast ausschließlich Metalloxide auf Basis von Indiumoxid (In_2O_3), Zinnoxid (SnO_2) oder Zinkoxid (ZnO) als Halbleiter-Schichtsysteme eingesetzt (Szyska 2008a). Im Bereich der Architekturgläser wird hauptsächlich pyrolytisch aufgebrachtes Fluor dotiertes Zinnoxid (SnO:F) verwendet (z.B. *Pilkington K Glass*™), da es geringe Materialkosten aufweist und kostengünstig direkt nach dem Float-Prozess pyrolytisch auf die noch heiße Glasoberfläche aufgebracht werden kann.

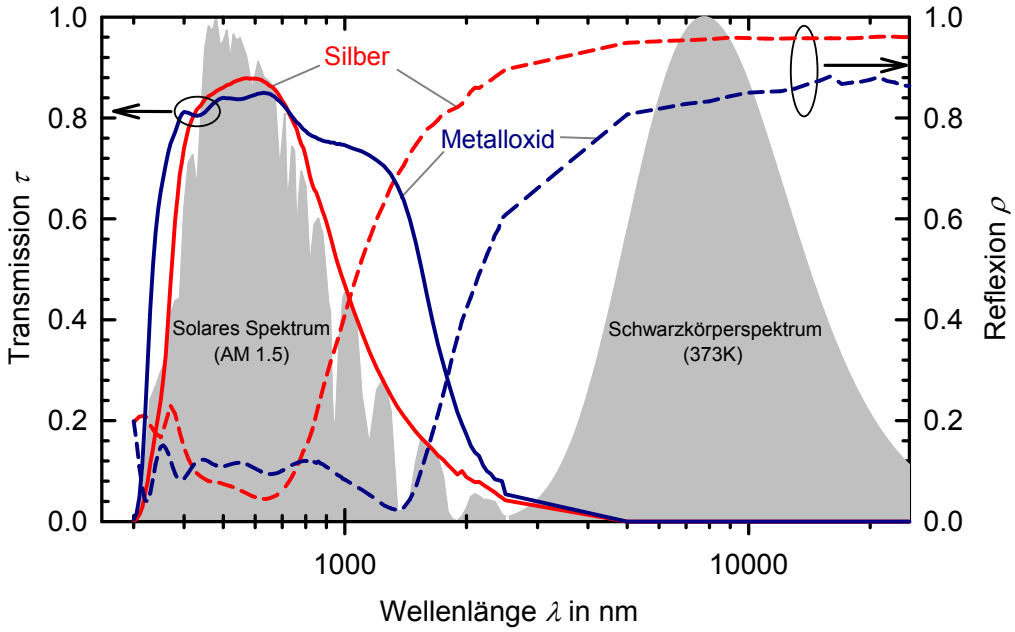


Abbildung 4.4: Typische Transmissions- und Reflexionsverläufe einer Silberbeschichtung und einer Metalloxidbeschichtung (SnO:F) im Vergleich (LNBL 2010).

Im Vergleich zu Silberschichten sind Halbleiterschichten chemisch, mechanisch und thermisch beständig, sodass sie oft keine zusätzlichen Schutzschichten benötigen und sogar der Witterung direkt ausgesetzt werden können. Aufgrund ihrer großen Bandlücken weisen diese transparent leitfähigen Oxide (TCO: transparent conductive oxide) eine im Vergleich zu Silberschichten deutlich höhere solare Transmission im nahinfraroten Wellenlängenbereich auf. Jedoch erreichen sie im infraroten Wellenlängenbereich eine geringere Reflexion, wie Abbildung 4.4 verdeutlicht.

Indiumoxide werden vorzugsweise mit Zinn dotiert (In_2O_3:Sn, kurz: ITO). Hauptanwendung dieser Materialien ist die Displaytechnik, in der ITO die Funktion einer transparenten Kontaktschicht einnimmt. Etablierte Fertigungstechnik ist hier das Magnetronsputtern. Wesentlicher Nachteil von ITO für den großtechnischen Einsatz (z.B in Sonnenkollektoren) ist die geringe Verfügbarkeit und der resultierende hohe Preis für den Rohstoff Indium.

Eine neue Technologie stellt das Magnetronsputtern von Aluminium dotiertem Zinkoxid (ZnO:Al, kurz: AZO) dar. Dieses Verfahren ermöglicht die Herstellung hochwertiger transparenter und leitfähiger ZnO:Al Schichtsysteme unter Verwendung kostengünstiger Zn:Al Legierungen oder ZnO:Al_2O_3 Sinter-Keramiken als Targetmaterial. Mit diesem Verfahren können schon bei geringen Substrattemperaturen von 100 °C optisch hochwertige Schichtsysteme hergestellt werden. Im Vergleich zu konventionellen ITO-Sputterprozessen können zudem etwa dreimal höhere Depositionsraten erzielt werden. Ihre Hauptanwendung finden AZO-Schichtsysteme bisher in der Dünnschichtphotovoltaik als transparente Kontaktschichten (Szyska 2008b).

4.3.3 Entwicklung von spektral selektiven Schichten am ISFH

Da die am Markt verfügbaren spektral selektiven Silber- und TCO- Schichtsysteme eine für die Kollektoranwendung zu geringe Transmission im gesamten solaren Wellenlängenbereich aufweisen, wird am ISFH ein neues Schichtsystem entwickelt. Wie erwähnt weisen Schichtsysteme auf TCO-Basis im Vergleich zu Silberbeschichtungen eine höhere solare Transmission auf, sodass sie generell besser für die Anwendung in der Kollektorabdeckung geeignet sind. Aufgrund seiner guten optischen und elektronischen Eigenschaften, seiner Ungiftigkeit, der kostengünstigen Rohmaterialen sowie der einfachen großtechnischen Herstellbarkeit wird AZO als TCO-Material gewählt. Um das Schichtsystem kostengünstig herstellen zu können, ist zudem ein Schichtaufbau zu wählen, der mit möglichst wenigen Prozessschritten realisierbar ist. Aufgrund der im Vergleich zur Anwendung in Architekturverglasungen deutlich höheren thermischen Belastung der Verglasung werden hohe Anforderungen an die Temperaturbeständigkeit des Schichtsystems gestellt. Zudem sollte die Beschichtung auch Einflüssen von Feuchtigkeit oder Kondensation standhalten können, damit auch bei undicht gewordenem Randverbund der Verglasung die Low-e Funktion gewährleistet werden kann. Im Rahmen der Entwicklungsarbeiten am ISFH werden AZO-Schichtsysteme durch reaktives und nicht reaktives Magnetronsputtern auf laborrelevanten Flächen (ca. 10 x 10 cm²) realisiert (Föste 2011, Ehrmann 2012a und 2012b).

Die im folgenden Abschnitt vorgestellten Ergebnisse bezüglich der Entwicklung von transparenten Low-e Schichten auf Glas sind im Rahmen einer Promotion am ISFH in der Arbeitsgruppe „Thermische Materialien“ von Nicole Ehrmann erarbeitet worden. Für weitere Einzelheiten bezüglich der vorgestellten Resultate wird auf (Ehrmann 2012a und 2012b, Föste 2011) verwiesen.

Schichtaufbau und optische Eigenschaften

Da TCO-Materialien in der Regel im Vergleich zu Luft und Glas einen hohen Brechungsindex aufweisen, entstehen bei Verwendung einer einfachen TCO-Schicht hohe Reflexionen im solaren Wellenlängenbereich, die die solare Transmission deutlich mindern. Aus diesem Grund ist es sinnvoll zusätzliche Schichten zu verwenden, die zusammen mit der TCO-Schicht als Antireflexschichten wirken. Für die Kollektoranwendung soll eine Reflexminderung möglichst über einen weiten Wellenlängenbereich wirken. Hier bietet sich ein Dreischichtsystem an, bei dem sich die einen hohen Brechungsindex aufweisende TCO-Schicht (n = 1,89) in der Mitte befindet und zur Luftseite von einer Schicht mit niedrigem (n = 1,46) und zur Glasseite von einer Schicht mit mittlerem Brechungsindex (n = 1,65) umgeben ist (Gläser 1999). Die reflexmindernde Wirkung basiert dabei auf destruktiver Interferenz der an den Schichtgrenzflächen reflektierten Lichtwellen. Für das Auftreten von destruktiver Interferenz müssen sowohl die Amplituden- als auch die Phasenbedingung erfüllt sein. Die Phasenbedingung für ein solches Dreischichtsystem lautet

$$n_i d_i = \begin{cases} \frac{\lambda}{4} & \text{für } i = 1,3 \\ \frac{\lambda}{2} & \text{für } i = 2 \end{cases} \qquad \text{(Gl. 4.1)}$$

wobei n_i den Bexungsindex und d_i die Schichtdicke der i-ten Schicht und λ die Wellenlänge beschreibt, für die das System optimiert werden soll. Ebenso muss die folgende Amplitudenbedingung erfüllt sein:

$$n_1^2 n_{\text{Glas}} = n_3^2 n_{\text{Luft}} \qquad \text{(Gl. 4.2)}$$

Dabei ist n_1 der Brechungsindex der Luft zugewandten Seite und n_3 der Brechungsindex der Schicht zwischen Glas und TCO (Gläser 1999).

Zur optischen Charakterisierung der entwickelten Antireflex- und AZO-Schichten wurden photometrische sowie ellipsometrische Messverfahren eingesetzt, die im Folgenden näher erläutert werden.

Zur Messung der spektralen Transmission und Reflexion der Proben im solaren Wellenlängenbereich ($\lambda = 250 – 2500$ nm) wurde ein Zweistrahlspektrometer *Cary 5000* des Herstellers *Varian* mit integrierter Ulbrichtkugel verwendet. Während der Messung wird neben dem eigentlichen Messstrahl zeitlich versetzt ein Referenzstrahl eingesetzt, um Intensitätsschwankungen der Lichtquellen zu detektieren und auszugleichen. Im ultravioletten Wellenlängenbereich erzeugt eine Deuteriumlampe die Strahlung, im sichtbaren und nah-infraroten Bereich eine Halogenlampe.

Mit Hilfe eines Fourier-Transformations-Infrarotspektrometers (FTIR) *Equinox 55* von *Bruker* wurden die spektrale Reflexion und Transmission im Wellenlängenbereich von 2500 nm – 50000 nm gemessen. Die Reflexionsmessungen wurden mit einer Spiegeleinheit gegen einen kalibrierten Goldspiegel aufgenommen. Die Transmissionsmessungen erfolgten ebenfalls als gerichtete Messung.

Die Unsicherheit der photometrischen Messverfahren wird sowohl für *Cary 5000* als auch für *Equinox 55* nach (Ehrmann 2012b) mit ±2 % angegeben. Diese ist vor allem auf die Unsicherheit der kalibrierten Standards und der Sensitivität der Detektoren zurückzuführen. Bezüglich weiterer Details zu den Messverfahren der photometrischen Messungen wird auf (Ehrmann 2012b) verwiesen.

Durch das Verfahren der Spektral-Ellipsometrie in Kombination mit einem geeigneten Modell für die dielektrische Funktion eines Materials können weitere wichtige Schichteigenschaften, wie z.B. die optischen Konstanten *n* und *k*, die Schichtdicke, sowie die Oberflächenrauhigkeit bestimmt werden. Bei einer ellipsometrischen Messung handelt sich um ein spektrales Reflexionsexperiment mit polarisiertem Licht, bei dem die Änderung des Polarisationszustandes gemessen wird. Die voneinander unabhängige Betrachtung von Parallel- und Senkrechtkomponenten liefern die ellipsometrischen Parameter Ψ (Amplitu-

deninformation) und Δ (Phaseninformation). Die auf Basis eines parametrisierten Modells simulierten Daten werden in einem Fit-Algorithmus unter Verwendung von experimentell bestimmten oder in Materialdatenbanken verfügbaren Materialdaten mit den experimentellen Daten in bestmögliche Übereinstimmung gebracht.

Für diese Messungen wurde das Spektral-Ellipsometer mit veränderbarem Einfallwinkel (VASE[7]) *M 2000U* von *J.A. Woolam, Inc.* verwendet. Bei den Probenmessungen werden die Ellipsometerdaten für drei bis fünf verschiedene Einfallswinkel im Bereich von 50° bis 80° über einen Spektralbereich von 240 nm – 1700 nm gemessen. Die Unsicherheit der ellipsometrischen Parameter werden nach (Ehrmann 2012b) mit $\Delta\Psi = 0{,}02°$ und $\Delta\Delta = 0{,}02°$ angegeben.

Um den Schichtaufbau zu optimieren wurden die spektrale Transmission und Reflexion verschiedener Schichtaufbauten simuliert. Dazu wurde das Schichtsimulationsprogramm *SCOUT* der Firma *Theiss* (Theiss 2008) genutzt, das auf der Transfermatrix-Methode basiert. Bei bekannten optischen Konstanten *n* und *k* und Schichtdicken *d* des Schichtaufbaus können die Reflektions- und Transmissionsspektren simuliert werden. Diese wurden für die AZO-Einzelschicht mit Hilfe der oben beschriebenen Ellipsometriemessungen experimentell bestimmt. Um unterschiedliche Antireflexschichtmaterialien zu untersuchen wurden die entsprechenden in *SCOUT* tabellierten Materialdatendaten verwendet. Bei der Auswahl der Antireflexschichten spielten neben den optischen Eigenschaften auch die Möglichkeit der Aufbringung mittels Sputterverfahren sowie die Materialkosten eine wesentliche Rolle. Durch Bewertung verschiedener Schichtaufbauten anhand der beschriebenen Kriterien hat sich als Material für die Deckschicht SiO_2 als besonders gut geeignet herausgestellt. Für die Schicht zwischen der AZO-Beschichtung und dem Glas wird SiO_xN_y gewählt. Durch Wahl des Sauerstoff- und Stickstoffgehalts des Prozessgases kann der Brechungsindex beliebig zwischen n = 1,46 (SiO_2) und n = 1,9 (Si_3O_4) eingestellt werden. Ein weiterer Vorteil dieser Materialwahl ist, dass sowohl die SiO_2 Deckschicht als auch die SiO_xN_y Schicht mittels des selben Si-Targets[8] abgeschieden werden können (Ehrmann 2012b, Föste 2011).

Den Einfluss von Antireflexschichten auf die optischen Eigenschaften von Low-e beschichtetem Glas zeigen die simulierten Spektren in Abbildung 4.5. Dargestellt sind die simulierten Transmissions- und Reflexionsspektren einer AZO Einzelschicht auf eisenarmen Glas, einem AZO Dreischichtsystem und einem Dreischichtsystem mit zusätzlicher Antireflexschicht auf der gegenüberliegenden Glasoberfläche. Es wird deutlich, dass durch die Antireflexschichten eine signifikante Steigerung der solaren Transmission erreicht werden kann. Im Wellenlängenbereich der Wärmestrahlung ($\lambda > 2500$ nm) zeigen diese nahezu keine Wirkung auf die spektralen optischen Eigenschaften.

---

[7] Englisch: variable angle spectral ellipsometry.

[8] „Target“ bezeichnet in der Sputtertechnik einen Festkörper als Ausgangsmaterial der unter Teilchenbeschuss zerstäubt wird.

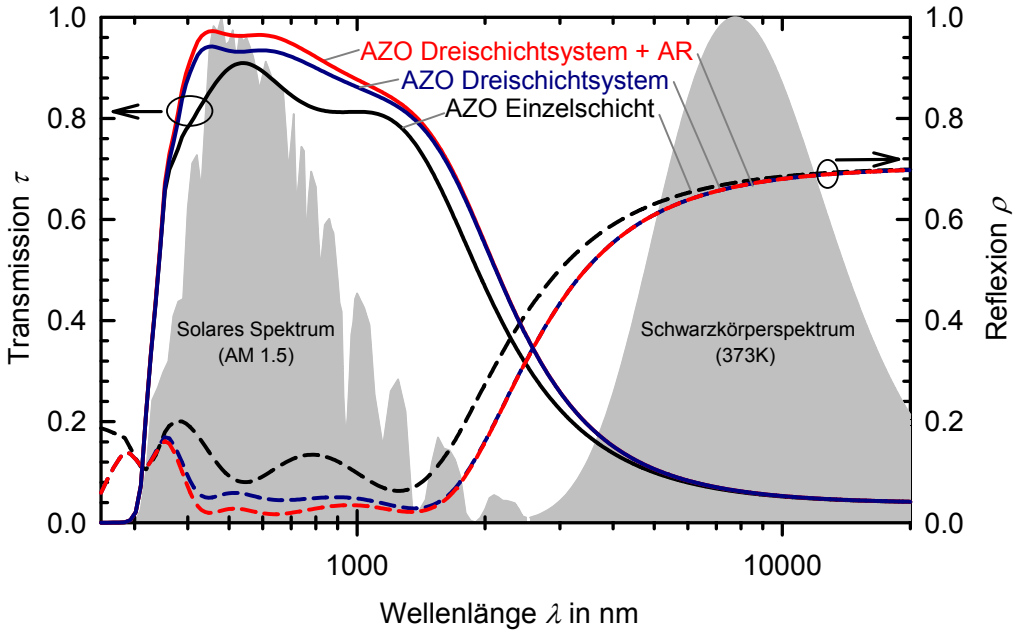


Abbildung 4.5: Simulierte Transmissions- und Reflektionsverläufe einer AZO-Einzelschicht, eines Dreischichtsystems in dem die AZO-Beschichtung in zwei Antireflexschichten eingebettet ist (AZO Dreischichtsystem) und einer Probe, die zusätzlich mit einer AR-Schicht auf der Rückseite versehen ist (AZO Dreischichtsystem + AR) auf einem Weissglassubstrat mit geringem Eisenanteil (Ehrmann 2012a, Föste 2011).

Eine Rasterelektronenmikroskopaufnahme eines gesputterten AZO Dreischichtsystems ist in Abbildung 4.6 dargestellt. Es lässt sich ein säulenartiges Wachstum der ZnO:Al Funktionsschicht (AZO) erkennen. Zur Luftseite hin wird die AZO-Schicht durch eine geschlossene Siliziumdioxidschicht vor umgebendem Sauerstoff und Feuchtigkeit abgeschirmt.

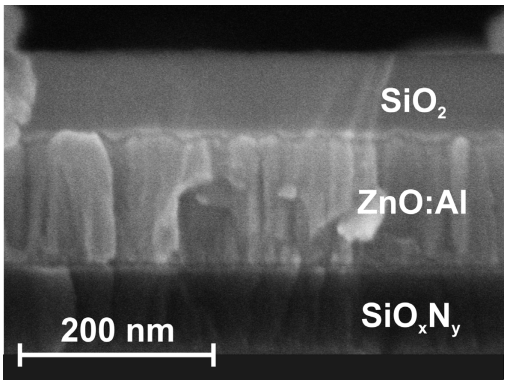


Abbildung 4.6: Rasterelektronenmikroskopaufnahme eines gesputterten Low-e Dreischichtsystems auf Glas mit AZO (ZnO:Al) als Funktionsschicht (Ehrmann 2012a).

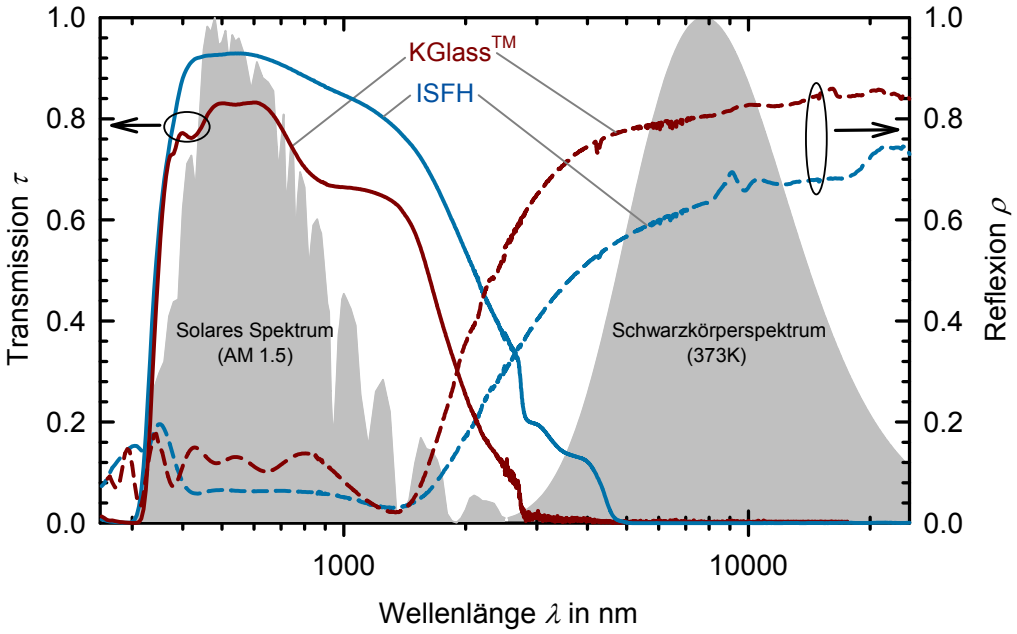


Abbildung 4.7: Gemessene spektrale Transmission und Reflexion des am ISFH entwickelten AZO-Dreischichtsystems und des kommerziell verfügbaren K Glass™ (basiert auf einer SnO_2:F Beschichtung) des Herstellers Pilkington (Ehrmann 2012a).

Der gemessene Transmissions- und Reflexionsverlauf des entwickelten AZO-Dreischichtsystems ist in Abbildung 4.7 im Vergleich zum kommerziell verfügbaren *K Glass*™ dargestellt. Das Produkt *K Glass*™ ist mit einer Fluor dotierten Zinnoxidschicht (SnO_2:F) versehen, die durch chemische Beschichtung auf das heiße Floatglas aufgebracht wird. Diese Beschichtung ist sowohl thermisch als auch chemisch sehr beständig, sodass sie ohne eine weitere Deckschicht zur Luftseite hin auskommt. *K Glass*™ ist für die Anwendung in Fenstern entwickelt worden und somit für den visuellen Spektralbereich optimiert worden. Die solare Transmission erreicht daher einen recht geringen Wert von 71 %. Dies ist zum einen durch eisenhaltige Substrate sowie eine fehlende Deckschicht mit Antireflexwirkung begründet. Zum anderen ist durch die vorgesehene Anwendung in Fenstern und Fassaden eine Optimierung hinsichtlich einer niedrigen Emissivität vorgenommen worden.

Das ISFH Dreischichtsystem erreicht durch Verwendung von eisenarmen Substraten und Antireflexschichten sowie einer Anpassung der AZO-Schicht eine solare Transmission von 85 %. Durch die Verwendung von Antireflexschichten mit angepassten Brechungsindizes und angepassten Schichtdicken erreicht das ISFH Schichtsystem eine solare Reflexion von 7 %, die deutlich unterhalb der von *K Glass*™ mit 11 % liegt. Im infraroten Wellenlängenbereich ist die Reflexion jedoch deutlich geringer, sodass der hemisphärische Emissionsgrad 33 % beträgt und somit den Wert von *K Glass*™ (19 %) deutlich übersteigt. Durch eine größere Schichtdicke ließe sich die Emissivität noch verringern, jedoch bei gleichzeitiger Verringerung der solaren Transmission. Anhand von theoretischen Betrachtungen (Föste 2011) wurde festgestellt, dass die solare Transmission einen deutlich größeren Einfluss auf den Kollektorwirkungsgrad hat, als die Emissivität der Low-e Beschichtung, sodass größere Schichtdicken nicht anzustreben sind. Eine weitere

Möglichkeit wäre die Änderung der elektronischen Eigenschaften durch Veränderung der Dotierung.

Die Entwicklung des Schichtsystems erfolgte, wie beschrieben, zunächst auf laborrelevanten Flächen, zeitgleich zu den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen an Kollektoren und Verglasungen. Für die in den nachfolgenden Kapiteln vorgestellten experimentellen Untersuchungen an Verglasungen im Kollektorformat wurde daher das oben beschriebene Produkt *K Glass*™ eingesetzt.

Beständigkeit der Beschichtung

Die AZO-Beschichtung wird in einer Kollektorverglasung speziell im Stagnationsfall bei undurchströmtem Kollektor Temperaturen bis etwa 160 °C ausgesetzt, denen sie standhalten muss. Sollte die Beschichtung in einer nicht abgedichteten Verglasung eingesetzt werden, oder der Randverbund seine Dichtheit verlieren, befindet sich das Schichtmaterial zudem in direktem Kontakt mit Sauerstoff und Feuchtigkeit aus der umgebenden Luft. Um die Beständigkeit gegenüber diesen Belastungen zu testen, wurden Temperaturbelastungstests sowie Feuchte- und Kondenswasserbelastungstests an dem AZO-Dreischichtsystem (Schichtaufbau siehe Abbildung 4.6) und vergleichend an einer AZO-Einzelschicht durchgeführt.

Nach einer Temperaturbelastung an Umgebungsluft über 540 Stunden bei 160 °C wurde beim Dreischichtsystem keine Änderung der optischen Eigenschaften festgestellt und auch bei der Einfachschicht wurde nur eine geringe Erhöhung der Emissivität um ca. 5 % absolut ermittelt.

Infolge des Kondenswassertests über 540 Stunden in einem Klimaschrank zeigte das Dreischichtsystem wiederum keine Änderung der optischen Eigenschaften, während die Einzelschicht ihre spektrale Selektivität gänzlich verlor und deutliche Korrosionserscheinungen zeigte.

Diese Ergebnisse zeigen, dass vor allem die SiO_2-Deckschicht nicht nur für eine Minderung der Reflexionsverluste sorgt, sondern auch zwingend erforderlich ist, um die AZO-Schicht vor Korrosion zu schützen. Einzelheiten und weitere Information zu den durchgeführten Beständigkeitstests werden in (Ehrmann 2012a und 2012b) vorgestellt.

5 Kollektormodellierung

Die Entwicklung selektiver Beschichtungen mit hohem Transmissionsgrad erfolgt zunächst nur auf laborrelevanten Flächen, sodass die zu erwartenden Kollektorwirkungsgradkennlinien mit optimierten Low-e Gläsern nur durch Simulationen ermittelt werden können. Zu diesem Zweck wird ein geeignetes Kollektormodell entwickelt. Ziel des Modellerstellung ist, aus den Konstruktionsdaten (z. B. Abmaße, Gasschichtdicken, Dämmstärken, Materialien), den optischen Eigenschaften der Komponenten (z. B. τ_{solar}, α_{solar}, ρ_{solar}, ε der Glasscheiben, α_{solar}, ρ_{solar}, ε des Absorbers) und den Betriebsparametern (z. B. Fluidmassenstrom, Neigung, Bestrahlungsstärke) die Wirkungsgradparameter (Konversionsfaktor η_0, Wärmeverlustkoeffizienten a_1 und a_2) des Kollektors zu berechnen. Weiterhin sollen mit Hilfe des Modells Untersuchungen zur erwarteten Kollektorkapazität durchgeführt werden.

Mit diesen Kennwerten werden unter Verwendung geeigneter Lastdaten für relevante Anwendungsfälle (z. B. solares Heizen) mit Hilfe von Simulationen in der Simulationsumgebung *TRNSYS* (TRNSYS 2008) Kollektorerträge und solare Deckungsanteile berechnet.

Es existierten bereits eine Vielzahl von Kollektormodellen, die aus den geometrischen und physikalischen Eigenschaften der Kollektorkomponenten den Kollektorwirkungsgrad berechnen. Ein detailliertes Modell für Flachkollektoren ist von Matuska entwickelt worden (vgl. Matuska 2008 und 2009). Es erlaubt die Modellierung von einfachverglasten Flachkollektoren sowie von verbesserten[9] Flachkollektoren mit transparenten Strukturen in der Apertur oder evakuiertem Gehäuse. Kollektoren mit Mehrfachverglasungen kann das Modell jedoch nicht abbilden. Das Programm *CoDePro* (Koo 1999) erlaubt zwar auch die Modellierung von Flachkollektoren mit Doppelverglasung, jedoch können hier einige für Kollektoren mit Low-e Doppelverglasung wichtige Parameter nicht berücksichtigt werden (z. B. Füllgase im Zwischenraum der Vergasung, temperaturabhängige Stoffwerte, temperaturabhängige Emissionsgrade).

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit soll ein einfaches Kollektormodell entwickelt werden, das möglichst mit Eingabeparametern auskommt, die in der Regel verfügbar sind und dennoch die Besonderheiten der selektiv beschichteten Doppelverglasung in Bezug auf den Wärmetransport und den Strahlungstransport gut abbilden kann.

Das Kollektormodell wird in zwei Teilmodelle untergliedert, die in den folgenden Abschnitten erläutert werden:

---

[9] „verbesserte Flachkollektoren“ bedeutet, dass die Wärmeverluste über die Apertur durch unterschiedliche Maßnahmen reduziert werden. Auf die bekannten Ansätze wurde in Kapitel 3 ausführlich eingegangen.

- Ein optisches Modell, welches den Solarstrahlungstransport ($\lambda < 2500$ nm) im Kollektor inklusive Mehrfachreflexionen beschreibt,
- und ein thermisches Modell, welches den Wärmetransport im Kollektor durch Leitung und Konvektion sowie Strahlung ($\lambda \geq 2500$ nm) abbildet.

5.1 Optisches Modell

Die optische Modellierung hat zum Ziel, die absorbierten Anteile der einfallenden Solarstrahlung in den verschiedenen Ebenen des Kollektors (Außen- und Innenglasscheibe, Absorber) zu ermitteln. Die Ergebnisse werden anschließend als Eingangsgrößen für das thermische Kollektormodell verwendet.

Die genaue Berechnung der optischen Kennwerte von komplexen Verglasungssystemen (in unserem Fall die effektiven Absorptionen) stellt eine sehr anspruchvolle Herausforderung dar, da prinzipiell spektral- sowie winkelaufgelöste Daten der einzelnen Komponenten erforderlich sind. Diese Daten lassen sich entweder mit Hilfe von zeitaufwendigen und komplexen Messungen gewinnen oder durch eine detaillierte optische Simulation berechnen, die wiederum die Kenntnis des Aufbaus und der optischen Konstanten der einzelnen Schichten der Verglasungskomponenten voraussetzt. Diese Informationen liegen ausschließlich bei den entsprechenden Herstellern vor und sind in der Praxis nicht verfügbar.

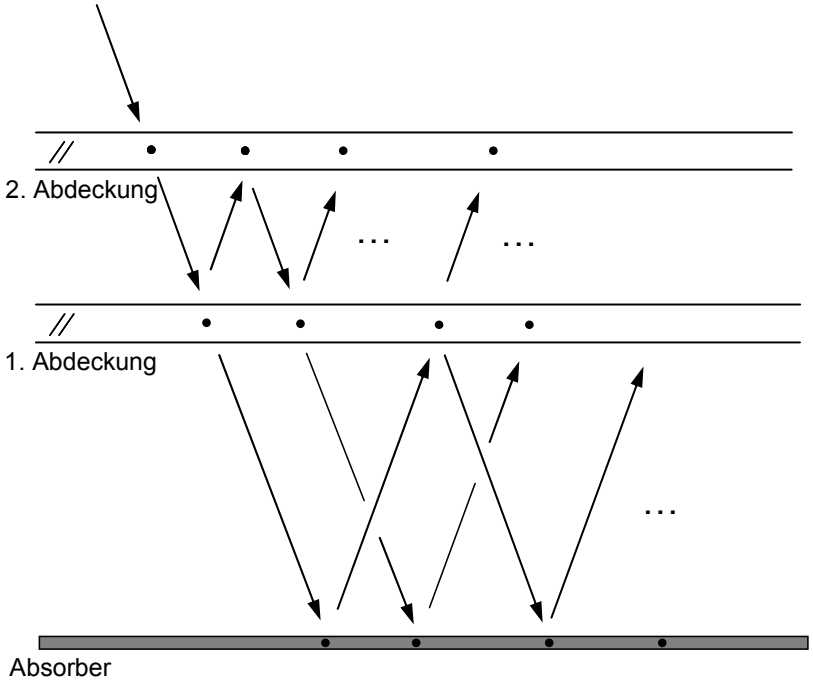
Im Rahmen dieser Arbeit werden verschiedene Berechnungsansätze mit unterschiedlicher Komplexität verwendet und miteinander verglichen. Damit kann die Genauigkeit und Zuverlässigkeit von praxistauglichen Verfahren, die sich mit üblicherweise erhältlichen Daten (z. B. spektral aufgelösten oder integralen optischen Kennwerten bei senkrechtem Einfallswinkel) einsetzen lassen, bewertet werden.

5.1.1 Berechnungsgrundlagen

Im Folgenden werden die unterschiedlichen Ansätze zur Berechnung der Mehrfachreflexionen im Kollektor erläutert. Es werden zunächst zwei unterschiedliche Ansätze für die Abbildung der Mehrfachreflexionen im Kollektor untersucht. Weiterhin wird bei beiden Ansätzen jeweils mit integralen optischen Daten, als auch mit spektral aufgelösten optischen Daten gerechnet, wie in den folgenden Abschnitten näher erläutert wird.

Die optischen Eigenschaften der Einzelkomponenten werden bei senkrechtem Einfallswinkel (bzw. aus einem Winkelbereich von +/- 8°) aus eigenen spektral aufgelösten Transmissions- und Reflexionsmessungen bestimmt. Der Absorptionsgrad wird aus der fundamentalen Beziehung nach (Gl. 2.28) bestimmt. Nicht verfügbare Daten werden aus Simulationen oder aus der Literatur gewonnen. Die integralen Werte werden anschließend durch eine Integration über den solaren Wellenlängenbereich ($\lambda = 300 – 2500$ nm) und eine Wichtung mit dem Sonnenspektrum AM 1.5 (ISO 9050 2003) berechnet (vgl. (Gl. 2.29)).

ISO 9050



KMODELL

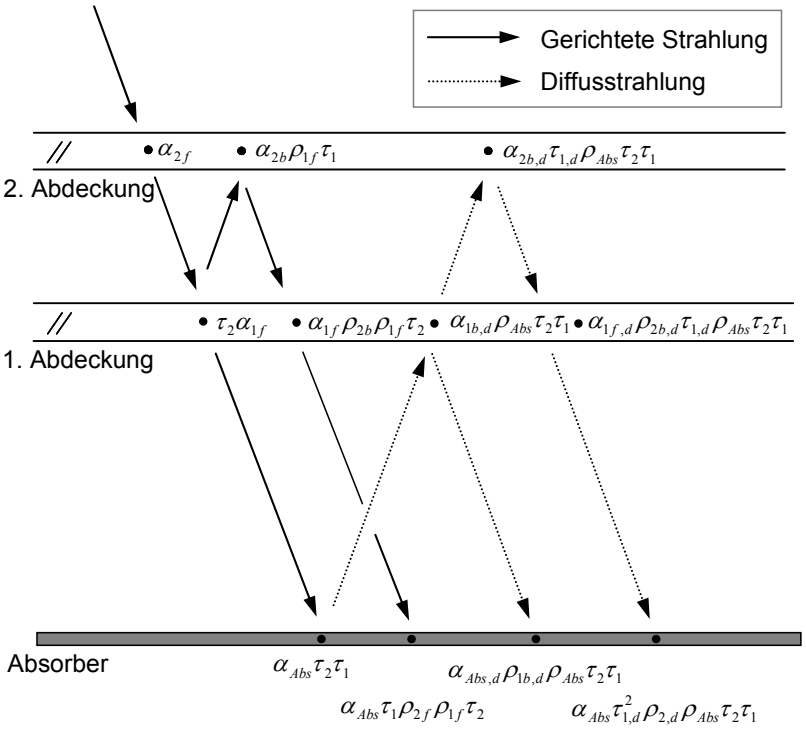


Abbildung 5.1: Strahlengang der auftreffenden Direktstrahlung im Kollektor. Oben: Schematische Darstellung nach ISO 9050. Der Kollektor wird als Dreifachverglasung mit konvergierender Anzahl von Mehrfachreflexionen modelliert, die Reflexion der Strahlung erfolgt ausschließlich gerichtet. Unten: nach KMODELL erfolgt die Reflektion am Absorber ideal diffus, es wird nur eine begrenzte Anzahl von Mehrfachreflexionen berücksichtigt.

5.1.1.1 Ansatz ISO 9050

Im Ansatz *ISO 9050* wird der Kollektor als Dreifachverglasung betrachtet und der Strahlungstransport nach der entsprechenden internationalen Norm zur Bestimmung der lichttechnischen und strahlungsphysikalischen Kenngrößen von Verglasungen berechnet (ISO 9050 2003). Die dritte Glasscheibe wird hierbei vom Absorber ersetzt, die entsprechenden optischen Eigenschaften werden verwendet, wobei die Reflexion als gerichtet betrachtet wird. Da keine Unterscheidung zwischen diffuser und gerichteter Strahlung vorgenommen werden muss, können die Berechnungsgleichungen auf einfache Weise durch eine Reihenentwicklung einer konvergierenden Anzahl von Mehrfachreflexionen berücksichtigt werden (vgl. Abbildung 5.1).

Die effektiv absorbierten Anteile in den inneren und äußeren Glasscheiben sowie im Absorber ($\alpha_{e,1}$, $\alpha_{e,2}$, $\alpha_{e,Abs}$) lassen sich bei Verwendung der integralen optischen Eigenschaften wie folgt berechnen:

$$\alpha_{e,2} = \alpha_{2f} + \frac{\tau_2 \alpha_{2b} \rho_{1f} \left[1 - \rho_{1b} \rho_{Abs}\right] + \tau_2 \tau_1^2 \alpha_{2b} \rho_{Abs}}{\left[1 - \rho_{2b} \rho_{1f}\right]\left[1 - \rho_{1b} \rho_{Abs}\right] - \tau_1^2 \rho_{2b} \rho_{Abs}} \qquad \text{(Gl. 5.1)}$$

$$\alpha_{e,1} = \frac{\tau_2 \alpha_{1f} \left[1 - \rho_{1b} \rho_{Abs}\right] + \tau_2 \tau_1 \alpha_{1b} \rho_{Abs}}{\left[1 - \rho_{2b} \rho_{1f}\right]\left[1 - \rho_{1b} \rho_{Abs}\right] - \tau_1^2 \rho_{2b} \rho_{Abs}} \qquad \text{(Gl. 5.2)}$$

$$\alpha_{e,Abs} = \frac{\tau_2 \tau_1 \alpha_{Abs}}{\left[1 - \rho_{2b} \rho_{1f}\right]\left[1 - \rho_{1b} \rho_{Abs}\right] - \tau_1^2 \rho_{2b} \rho_{Abs}} \qquad \text{(Gl. 5.3)}$$

Dabei sind:

τ_1 bzw. τ_2	Transmissionsgrad der inneren bzw. äußeren Glasscheibe
ρ_{1f} bzw. ρ_{2f}	der frontseitige Reflexionsgrad der inneren bzw. äußeren Glasscheibe
ρ_{1b} bzw. ρ_{2b}	der rückseitige Reflexionsgrad der inneren bzw. äußeren Glasscheibe
ρ_{Abs}	der Reflexionsgrad des Absorbers
α_{1f} bzw. α_{2f}	der Absorptionsgrad der inneren bzw. äußeren Glasscheibe bei frontseitiger Einstrahlung
α_{1b} bzw. α_{2b}	der Absorptionsgrad der inneren bzw. äußeren Glasscheibe bei rückseitiger Einstrahlung

Wird der Strahlungstransport spektral aufgelöst modelliert, ergeben sich entsprechend die folgenden Gleichungen für die einzelnen effektiv absorbierten Anteile in den Glasscheiben und am Absorber:

$$\alpha_{e,2} = \frac{\sum_{\lambda=300nm}^{2500nm} \alpha_{e2}(\lambda) S(\lambda) \Delta\lambda}{\sum_{\lambda=300nm}^{2500nm} S(\lambda) \Delta\lambda} \qquad \text{(Gl. 5.4)}$$

mit

$$\alpha_{e,2}(\lambda) = \alpha_{2f}(\lambda) + \frac{\tau_2(\lambda)\alpha_{2b}(\lambda)\rho_{1f}(\lambda)\left[1-\rho_{1b}(\lambda)\rho_{Abs}(\lambda)\right] + \tau_2(\lambda)\tau_1^2(\lambda)\alpha_{2b}(\lambda)\rho_{Abs}(\lambda)}{\left[1-\rho_{2b}(\lambda)\rho_{1f}(\lambda)\right]\left[1-\rho_{1b}(\lambda)\rho_{Abs}(\lambda)\right] - \tau_1^2(\lambda)\rho_{2b}(\lambda)\rho_{Abs}(\lambda)}$$

$$\alpha_{e,1} = \frac{\sum_{\lambda=300nm}^{2500nm} \alpha_{e1}(\lambda) S(\lambda) \Delta\lambda}{\sum_{\lambda=300nm}^{2500nm} S(\lambda) \Delta\lambda} \qquad \text{(Gl. 5.5)}$$

mit

$$\alpha_{e,1}(\lambda) = \frac{\tau_2(\lambda)\alpha_{1f}(\lambda)\left[1-\rho_{1b}(\lambda)\rho_{Abs}(\lambda)\right] + \tau_2(\lambda)\tau_1(\lambda)\alpha_{1b}(\lambda)\rho_{Abs}(\lambda)}{\left[1-\rho_{2b}(\lambda)\rho_{1f}(\lambda)\right]\left[1-\rho_{1b}(\lambda)\rho_{Abs}(\lambda)\right] - \tau_1^2(\lambda)\rho_{2b}(\lambda)\rho_{Abs}(\lambda)}$$

$$\alpha_{e,Abs} = \frac{\sum_{\lambda=300nm}^{2500nm} \alpha_{e,Abs}(\lambda) S(\lambda) \Delta\lambda}{\sum_{\lambda=300nm}^{2500nm} S(\lambda) \Delta\lambda} \qquad \text{(Gl. 5.6)}$$

mit

$$\alpha_{e,Abs}(\lambda) = \frac{\tau_2(\lambda)\tau_1(\lambda)\alpha_{Abs}(\lambda)}{\left[1-\rho_{2b}(\lambda)\rho_{1f}(\lambda)\right]\left[1-\rho_{1b}(\lambda)\rho_{Abs}(\lambda)\right] - \tau_1^2(\lambda)\rho_{2b}(\lambda)\rho_{Abs}(\lambda)}$$

5.1.1.2 Ansatz KMODELL

Im Ansatz *KMODELL* wird der Strahlengang der eintreffenden Strahlung bis zur zweiten Mehrfachreflexion verfolgt. Die eintreffende Strahlung wird als gerichtete Strahlung mit senkrechtem Einfallswinkel betrachtet. Die Reflexion am Absorber wird als isotrope Streuung in den Halbraum angenommen, alle weiteren Wechselwirkungen der vom Absorber reflektierten Strahlung werden ebenfalls als hemisphärische Strahlung betrachtet (vgl. Abbildung 5.1). Dabei handelt es sich um die Weiterentwicklung eines Modells, das am ISFH für Flachkollektoren standardmäßig verwendet und hier um die spektral aufgelösten Daten erweitert wird.

Die optischen Kennwerte der einzelnen Komponenten bei diffuser Einstrahlung τ_d und ρ_d werden aus den winkelabhängigen Kennwerten für direkte Einstrahlung nach den folgenden Gleichungen berechnet:

$$\tau_d = 2\sum_{\theta=0°}^{90°} \tau(\theta)\sin(\theta)\cos(\theta)\Delta\theta \qquad \text{(Gl. 5.7)}$$

$$\rho_d = 2\sum_{\theta=0°}^{90°} \rho(\theta)\sin(\theta)\cos(\theta)\Delta\theta \qquad \text{(Gl. 5.8)}$$

Dabei sind θ der Einstrahlwinkel und $\tau(\theta)$ bzw. $\rho(\theta)$ der gerichtete Transmissions- bzw. Reflexionsgrad.

Zur Bestimmung der Winkelabhängigkeit der Kennwerte werden unterschiedliche Annahmen aus der Literatur getroffen und miteinander verglichen.

- Für die Glasscheiben werden sowohl die einfachen ASHRAE-Modelle *Clear* und *Bronze* zur Modellierung von unbeschichteten und beschichteten Gläsern (ASHRAE 2005), als auch die komplexeren, materialspezifischen Modelle von Roos (Roos 2000) untersucht.
- Für den Absorber werden ebenfalls sowohl ein allgemeines Modell (Duffie 2006), als auch materialspezifische Modelle (Tesfamicheal 2000) getestet.

Für eine detaillierte Beschreibung der Modelle wird auf die zitierte Literatur verwiesen.

Alle Modelle gehen als Basis für die Berechnung von integralen Kennwerten der Komponenten bei senkrechtem Einfallswinkel aus. In den hier vorgestellten Untersuchungen wird die Winkelabhängigkeit sowohl mit integralen als auch mit spektralen Daten eingesetzt. Der Ansatz ist physikalisch nicht korrekt, wird aber aufgrund der begrenzten Verfügbarkeit von Daten verfolgt.

Die in den verschiedenen Ebenen effektiv absorbierten Anteile ($\alpha_{e,1}$, $\alpha_{e,2}$, $\alpha_{e,Abs}$) lassen sich nach den folgenden Gleichungen bei Verwendung der integralen optischen Eigenschaften berechnen:

$$\alpha_{e,2} = \alpha_{2f} + \alpha_{2b}\rho_{1f}\tau_1 + \alpha_{2b,d}\tau_{1,d}\rho_{Abs}\tau_2\tau_1 \qquad \text{(Gl. 5.9)}$$

$$\alpha_{e,1} = \tau_2\alpha_{1f} + \alpha_{1f}\rho_{2b}\rho_{1f}\tau_2 + \alpha_{1b,d}\rho_{Abs}\tau_2\tau_1 + \alpha_{1f,d}\rho_{2b,d}\tau_{1,d}\rho_{Abs}\tau_2\tau_1 \qquad \text{(Gl. 5.10)}$$

$$\alpha_{e,Abs} = \alpha_{Abs}\tau_2\tau_1 + \alpha_{Abs}\tau_1\rho_{2f}\rho_{1f}\tau_2 + \alpha_{Abs,d}\rho_{1b,d}\rho_{Abs}\tau_2\tau_1 + \alpha_{Abs}\tau_{1,d}^2\rho_{2,d}\rho_{Abs}\tau_2\tau_1 \qquad \text{(Gl. 5.11)}$$

Der Index d gekennzeichnet dabei die optischen Eigenschaften der Komponenten bei diffuser Einstrahlung.

Analog zu Abschnitt 5.1.1.1 wird der Strahlungsaustausch ebenfalls spektral aufgelöst modelliert, es ergeben sich die folgenenden effektiv absorbierten Strahlungsanteile:

$$\alpha_{e,2} = \frac{\sum_{\lambda=300nm}^{2500nm} \alpha_{e2}(\lambda) S(\lambda) \Delta\lambda}{\sum_{\lambda=300nm}^{2500nm} S(\lambda) \Delta\lambda} \qquad \text{(Gl. 5.12)}$$

mit

$$\alpha_{e,2}(\lambda) = \alpha_{2f}(\lambda) + \alpha_{2b}(\lambda)\rho_{1f}(\lambda)\tau_1(\lambda) + \alpha_{2b,d}(\lambda)\tau_{1,d}(\lambda)\rho_{Abs}(\lambda)\tau_2(\lambda)\tau_1(\lambda)$$

$$\alpha_{e,1} = \frac{\sum_{\lambda=300nm}^{2500nm} \alpha_{e1}(\lambda) S(\lambda) \Delta\lambda}{\sum_{\lambda=300nm}^{2500nm} S(\lambda) \Delta\lambda} \qquad \text{(Gl. 5.13)}$$

mit

$$\alpha_{e,1}(\lambda) = \tau_2(\lambda)\alpha_{1f}(\lambda) + \alpha_{1f}(\lambda)\rho_{2b}(\lambda)\rho_{1f}(\lambda)\tau_2(\lambda) + \alpha_{1b,d}(\lambda)\rho_{Abs}(\lambda)\tau_2(\lambda)\tau_1(\lambda) + \alpha_{1f,d}(\lambda)\rho_{2b,d}(\lambda)\tau_{1,d}(\lambda)\rho_{Abs}(\lambda)\tau_2(\lambda)\tau_1(\lambda)$$

$$\alpha_{e,Abs} = \frac{\sum_{\lambda=300nm}^{2500nm} \alpha_{e,Abs}(\lambda) S(\lambda) \Delta\lambda}{\sum_{\lambda=300nm}^{2500nm} S(\lambda) \Delta\lambda} \qquad \text{(Gl. 5.14)}$$

mit

$$\alpha_{e,Abs}(\lambda) = \alpha_{Abs}(\lambda)\tau_2(\lambda)\tau_1(\lambda) + \alpha_{Abs}(\lambda)\tau_1(\lambda)\rho_{2f}(\lambda)\rho_{1f}(\lambda)\tau_2(\lambda) + \alpha_{Abs,d}(\lambda)\rho_{1b,d}(\lambda)\rho_{Abs}(\lambda)\tau_2(\lambda)\tau_1(\lambda) + \alpha_{Abs}(\lambda)\tau_{1,d}^2(\lambda)\rho_{2,d}(\lambda)\rho_{Abs}(\lambda)\tau_2(\lambda)\tau_1(\lambda)$$

5.1.1.3 Ansatz Raytracing

Für die detaillierte optische Simulation des Kollektors wird das kommerzielle Berechnungsprogramm *SPRAY* der Firma *Theiss* verwendet, das auf der Raytracing-Methode basiert (Theiss 2010). Dabei handelt es sich um ein spektrales Forward-Raytracing, nach dem virtuelle Strahlen aus einer Lichtquelle (die in unserem Fall die Sonne simuliert) durch das System so lange verfolgt werden, bis eines der Abbruchkriterien zur Beendigung der Rechnung (die maximale Anzahl der Interaktionen oder das Erreichen eines Detektors) erfüllt wird. An jeder Grenzfläche zwischen Materialien unterschiedlicher Brechungsindizes wird ein Strahl teilweise transmittiert, teilweise reflektiert. Winkel und Intensitäten werden durch die Snellius'schen und Fresnel'schen Formeln, bestimmt. Die Strahlen werden von den Detektoren registriert und aufsummiert und ergeben damit die gesuchten effektiven Kennwerte des untersuchten Systems.

Das Programm verfügt über eine reichhaltige und erweiterbare Datenbank von optischen Konstanten von Materialien (Brechungsindizes und Absorptionskoeffizienten), die den

verschiedenen zu untersuchenden Objekten (Glasscheiben und Absorber) zugeordnet werden können. Damit lassen sich bei der Modellierung auch die aus eigenen Messungen gewonnenen Konstanten verwenden.

Für die Simulation werden die folgenden Komponenten modelliert:

- Äußere Glasscheibe: Die Glasscheibe wird als eisenarmes Glas mit einer porösen Schicht (SiO_2) zur Breitbandentspiegelung auf beiden Seiten modelliert.
- Innere Glasscheibe (Low-e beschichtet): Für die niedrig emittierende Scheibe wird der Dreischichtaufbau der am ISFH entwickelten AZO-Beschichtung modelliert (vgl. Abbildung 4.6). Für die ISFH-Scheibe wird nicht nur die entwickelte Schicht abgebildet, sondern auch die Option mit einer zusätzlichen Antireflexbeschichtung auf der Innenseite der Scheibe (Position 4 im gesamten Verglasungsaufbau) berücksichtigt.
- Absorber: Der selektive Absorber wird als Cermet-Struktur auf Aluminium-Substrat modelliert (Zhang 1999a und b) wobei der komplexe Aufbau der Beschichtung vereinfacht wird. Das Modell wird an ein gemessenes Reflexionsspektrum des für die experimentellen Untersuchungen verwendeten Absorbers angepasst.

Die Raytracing Simulationen werden im Rahmen der Dissertation von Nicole Ehrmann (Ehrmann 2012b) durchgeführt. Die Ergebnisse werden im folgenden Abschnitt mit den Ergebnissen der Verfahren nach ISO 9050 und KMODELL verglichen, um eine Bewertung der Verfahren vorzunehmen.

5.1.2 Vergleich der Berechnungsansätze

Die Ergebnisse der vergleichenden Untersuchung in Form integraler Werte für effektive Absorptionen bei senkrechtem Einstrahlwinkel sind in Abbildung 5.2 für den Verglasungsaufbau mit dem entwickelten Schichtsystem dargestellt und lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Die Vernachlässigung der spektralen Informationen der Komponenten führt zu einer Unterschätzung der effektiven Kennwerte bis ca. einem Prozentpunkt: Die relativ kleine Abweichung lässt sich mit der schwachen (AR-Glasscheibe und Absorber) bis mittleren (Low-e Glasscheibe) spektralen Selektivität der Komponenten im energiereichen Bereich des Sonnenspektrums erklären. Bei fehlenden spektralen Daten bleibt damit die Verwendung von integralen Werten in der Praxis auch für selektive Kollektorabdeckungen eine gute Näherung.
- Die Vernachlässigung der diffusen Reflexion des Absorbers und somit der optischen Eigenschaften der Glasscheiben bei diffuser Einstrahlung führt aufgrund der niedrigen Intensität der reflektierten Strahlung zu einer minimalen Unterschätzung (kleiner als 0,5 Prozentpunkte) der effektiven Kennwerte. Dabei muss berücksichtigt werden, dass der Absorber in der Simulation als Lambert'scher Streuer angenommen wurde. Bei realen Absorbern mit gemischter Reflexion ist mit einer noch kleineren Abweichung zu rechnen. Die Auswahl des Berechnungsmodells zur Ermittlung der Winkelabhängigkeit spielt hierbei eine untergeordnete Rolle.

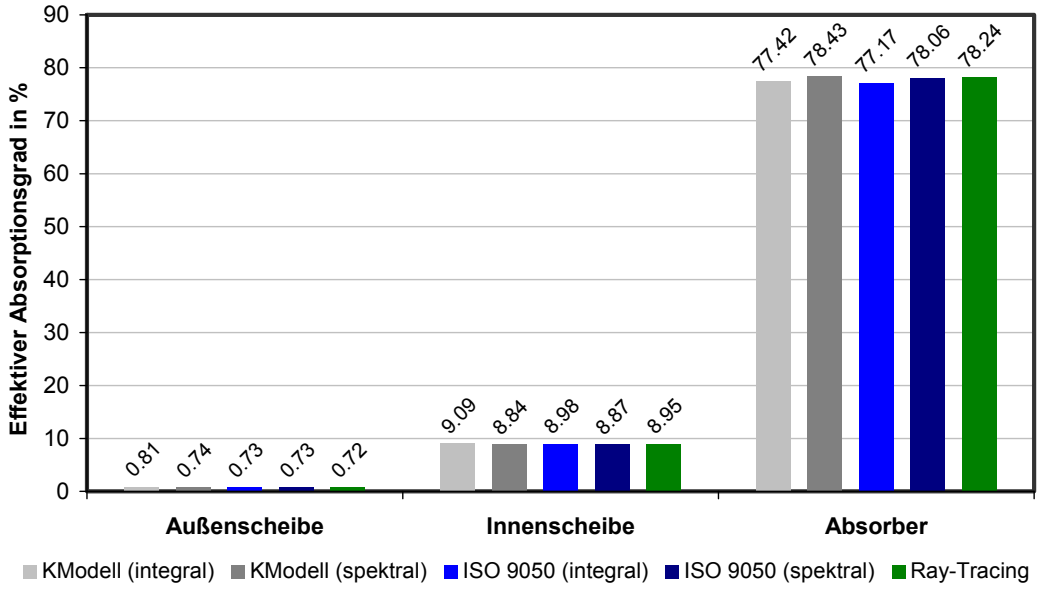


Abbildung 5.2: Effektive Absorption im Kollektor – Vergleich der untersuchten Berechnungsmethoden. Zur Berechnung der Winkelabhängigkeit wird hierbei für die Scheiben das Clear-Modell (ASHRAE 2005) verwendet und für den Absorber das Modell nach (Duffie 2006) eingesetzt.

Auf Basis der erzielten Ergebnisse wird für die weiteren Berechnungsschritte in der vorliegenden Arbeit je nach Verfügbarkeit der Daten der vereinfachte Ansatz KMODELL mit integralen oder spektralen Daten verwendet.

5.2 Thermisches Modell

Für die Abbildung des Wärmetransports im Kollektor werden zwei unterschiedliche Modelle erstellt:

- Zum einen ein stationäres Modell, mit dem die Wirkungsgradparameter einer Kollektorkonfiguration aus den Betriebsbedingungen, den Konstruktionsparametern und den im optischen Modell ermittelten effektiv am Absorber und in den Glasscheiben absorbierten Anteilen der Solarstrahlung ermittelt werden können.
- Weiterhin ein darauf aufbauendes instationäres Modell, mit dem das instationäre Verhalten der Kollektorkonfiguration abgebildet wird.

Die Modelle werden in den folgenden Abschnitten erläutert.

5.2.1 Stationäres Modell

5.2.1.1 Modellaufbau

Die Modellierung des thermischen Verhaltens erfolgt durch eine eindimensionale Betrachtung der Wärmetransportvorgänge im Kollektor. Die Wärmetransportvorgänge werden senkrecht zur Kollektorebene betrachtet, mit Ausnahme des Wärmetransports über die Randdämmung und die Wärmebrücken am Kollektorgehäuse und am Rand der

Kollektorverglasung. Der Kollektor wird in *n* gleiche Segmente unterteilt, die über den vom Fluid transportierten Wärmekapazitätsstrom miteinander verbunden sind. Das thermische Ersatzschaltbild eines solchen Segments zeigt Abbildung 5.3.

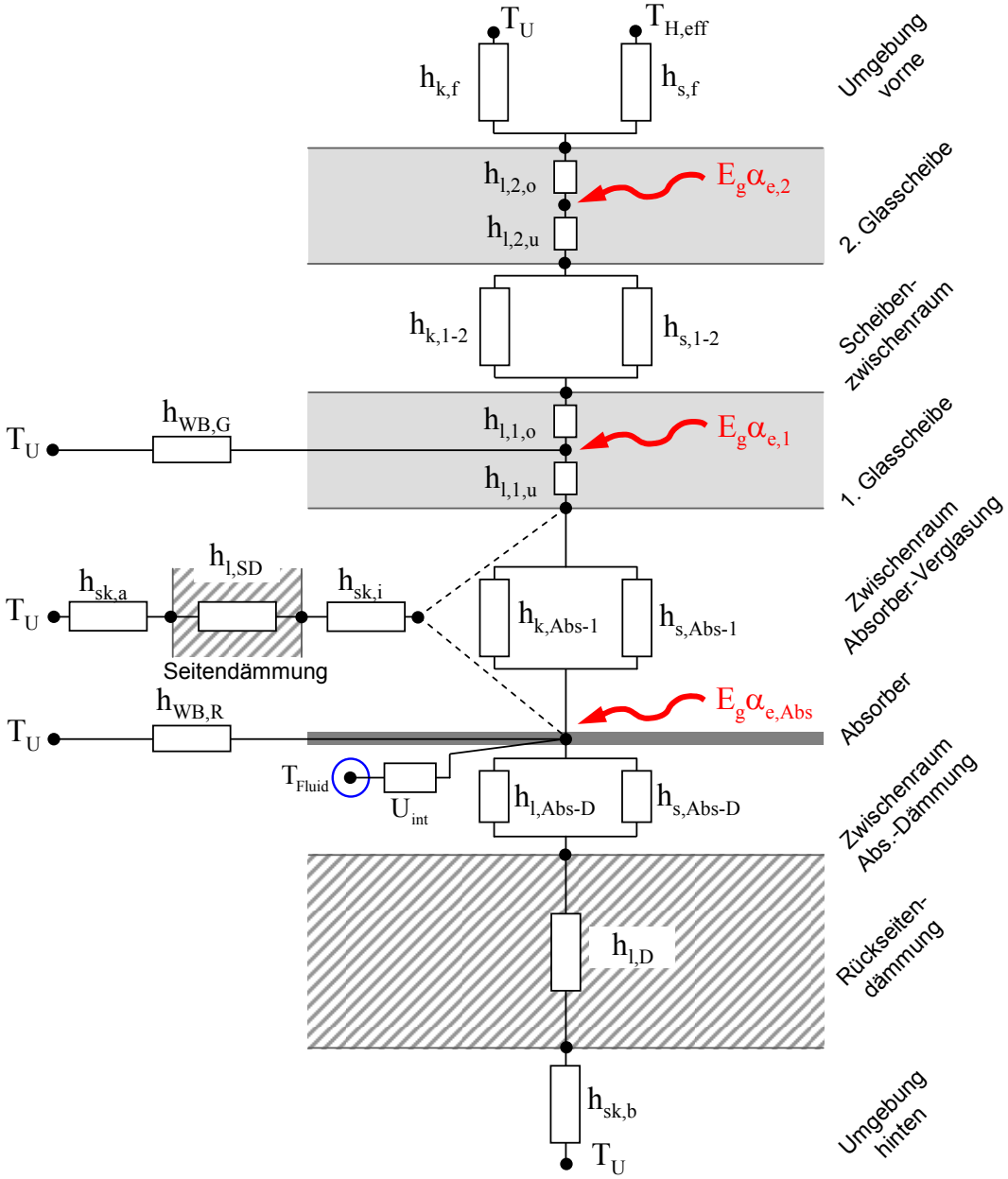


Abbildung 5.3: Thermisches Ersatzschaltbild eines Segmentes des stationären Kollektormodells.

Die mit dem optischen Modell (vgl. Abschnitt 5.1) berechneten, effektiv in den Glasscheiben und am Absorber absorbierten Anteile der auftreffenden Solarstrahlung werden jeweils als Wärmequellen in den entsprechenden Knotenpunkten berücksichtigt. An den Knotenpunkten des Gitters werden die Temperaturen durch eine Bilanzierung der an den Knotenpunkten ein- und austretenden Wärmeströme berechnet. In den Gaszwischenräumen des Kollektors erfolgt der Wärmestrom parallel durch Konvektion und Strahlung. Dabei werden die Glasscheiben als für langwellige Strahlung ($\lambda > 2500$ nm) opak angenommen, sodass in den entsprechenden Temperaturknoten die

von der benachbarten Oberfläche emittierte Strahlungsleitung nicht transmittiert, sondern ausschließlich absorbiert oder reflektiert wird. Einige Gläser weisen jedoch auch im Wellenlängenbereich über 2500 nm eine geringe Transmission auf, wie z.B. an den gemessenen Transmissionsspektren in Abbildung 4.7 deutlich wird. Dies wird durch das hier verwendete Modell nicht abgebildet. Um den zu erwartenden Fehler abzuschätzen, der durch diese Vereinfachung entsteht, wird anhand von spektral aufgelösten gemessenen Transmissions- und Reflexionsdaten eines hochselektiven Absorbers und der entwickelten AZO Beschichtung (vgl. Abschnitt 4.3.3, Abbildung 4.7) der Anteil der vom Absorber emittierten Strahlungsleistung ($T_{Abs} = 373$ K) berechnet, der von der Glasscheibe transmittiert wird. Dieser Anteil beträgt 0,7 % und wirkt sich auf den gesamten Wärmeverlust nicht signifikant aus. Dabei ist anzumerken, dass diese Aussage nur für Gläser mit einer sehr geringen Durchlässigkeit für langwellige Strahlung gilt. Polymer-Folien weisen zum Teil eine deutlich höhere Durchlässigkeit im langwelligen Spektralbereich auf. Für derartige Komponenten ist das hier vorgestellte Modell somit nicht ohne signifikante Ungenauigkeiten anwendbar. Um Kollektoren mit derartigen Komponenten zu modellieren steht die sogenannte Energieflussmethode (Rubin 1982) zur Verfügung, die den Energieaustausch von nicht benachbarten Komponenten zulässt. Eine Umsetzung dieser Methode für die thermische Modellierung von Mehrfachverglasungen mit Folien ist z. B. in (Giovannetti 2011) zu finden.

Die Temperaturen der Kollektorkomponenten werden im Widerstandsschaltbild durch eine unterschiedliche Anzahl von Knoten repräsentiert: Die transparenten Abdeckungen werden durch jeweils drei Knoten, der Rand und die Rückwand durch jeweils zwei Knotenpunkte und Absorber und Fluid durch jeweils einen Knotenpunkt dargestellt. Das Modell teilt sich in 10 thermische Ersatzschaltbilder nach Abbildung 5.3, die über den Wärmekapazitätsstrom im Fluidknoten T_F miteinander verknüpft sind, wie im Folgenden erläutert wird.

Zu Beginn der iterativen Berechnung werden die Temperaturen der im Ersatzschaltbild in Abbildung 5.3 dargestellten Knotenpunkte berechnet. Dies erfolgt jeweils durch eine Bilanzierung der Leistung an jedem einzelnen Temperaturknoten. Die Bilanzierung wird an der Rückseitendämmung begonnen und schrittweise nach oben bis zum Temperaturknoten der oberen Abdeckung fortgesetzt.

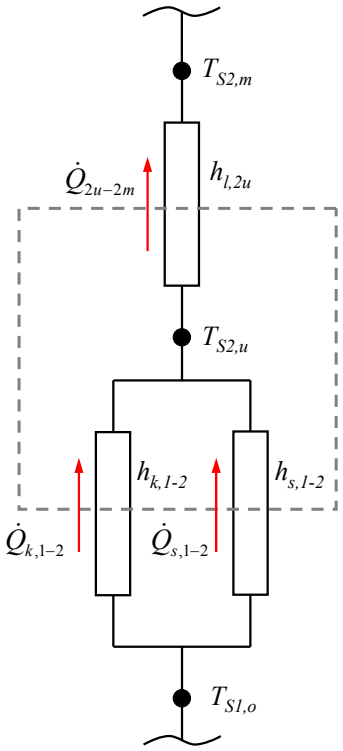


Abbildung 5.4: Ausschnitt aus dem thermischen Ersatzschaltbild des stationären Kollektormodells zur Verdeutlichung der Leistungsbilanz am unteren Temperaturknoten der oberen Glasscheibe.

Die Bestimmung der Knotenpunkttemperaturen soll exemplarisch am Beispiel der unteren Temperatur der äußeren Glasscheibe verdeutlicht werden. Die Leistungsbilanz für ein geschlossenes stationäres System, mit der in Abbildung 5.4 dargestellten Systemgrenze ergibt (z. B. Baehr 2012):

$$\frac{\mathrm{d}E}{\mathrm{d}t} = 0 = \sum_i \dot{Q}_i + \sum_i P_i \qquad \text{(Gl. 5.15)}$$

Da ein stationäres System betrachtet wird, sind alle in der Leistungsbilanz auftretenden Größen zeitlich konstant, die Änderung der Energie E des Systems mit der Zeit ist gleich 0. Von außen zugeführte Leistungen P liegen nicht vor, sodass sich die Leistungsbilanz mit den in Abbildung 5.4 dargestellten Wärmeströmen zu

$$\dot{Q}_{k,1-2} + \dot{Q}_{s,1-2} - \dot{Q}_{l,2u-2m} = 0 \qquad \text{(Gl. 5.16)}$$

ergibt.

Der durch Konvektion von der inneren an die äußere Glasscheibe übertragene Wärmestrom berechnet sich wie folgt:

$$\dot{Q}_{k,1-2} = h_{k,1-2} \cdot A \cdot \left(T_{S2,u} - T_{S1,o}\right) \qquad \text{(Gl. 5.17)}$$

Analog dazu ergibt sich für den Wärmestrom durch Strahlung zwischen äußerer und innerer Glasscheibe:

$$\dot{Q}_{s,1-2} = h_{s,1-2} \cdot A \cdot \left(T_{S2,u} - T_{S1,o}\right) \qquad \text{(Gl. 5.18)}$$

Der Wärmestrom durch Leitung von der unteren Oberfläche der äußeren Glasscheibe zur Glasscheibenmitte lässt sich nach

$$\dot{Q}_{l,2u-2m} = h_{l,2u} \cdot A \cdot \left(T_{S2,m} - T_{S2,u}\right) \qquad \text{(Gl. 5.19)}$$

berechnen. Dabei bezeichnen h_k und h_s die Wärmetransportkoeffizienten, die in Abschnitt 5.2.1.2 erläutert werden.

Durch Einsetzen von (Gl. 5.17) bis (Gl. 5.19) in Gleichung (Gl. 5.16) und Auflösen nach der Temperatur der unteren Oberfläche der äußeren Glasscheibe $T_{S2,u}$ folgt:

$$T_{S2,u} = \frac{T_{S1,o}\left(h_{k,1-2} + h_{s,1-2}\right) - T_{s2}\left(h_{l,2u}\right)}{h_{k,1-2} + h_{s,1-2} - h_{l,2u}} \qquad \text{(Gl. 5.20)}$$

Die in (Gl. 5.17) bis (Gl. 5.19) enthaltene Fläche A bezieht sich jeweils auf das gleiche Segment der Aperturfläche, sodass diese in (Gl. 5.20) herausgekürzt wurde.

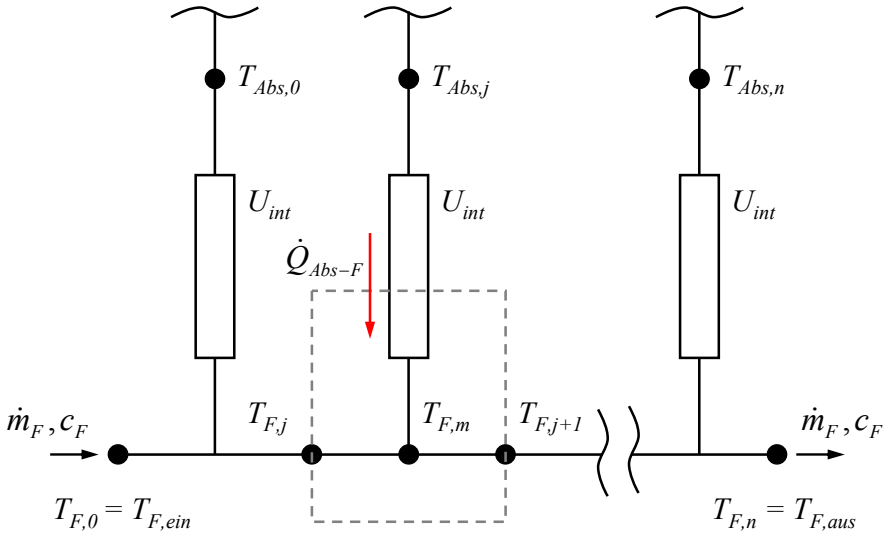


Abbildung 5.5: Ausschnitt aus dem thermischen Ersatzschaltbild des stationären Kollektormodells zur Verdeutlichung des Wärmetransports im Fluid.

Eine Besonderheit bei der Bilanzierung stellt der Fluidknoten dar, da dieser die Verknüpfung zwischen den einzelnen Ersatzschaltbildern nach Abbildung 5.3 herstellt. Der Fluidkanal wird in n Abschnitte unterteilt, die über den Fluidmassenstrom $\dot{m}_F$ miteinander verbunden sind. Die Leistungsbilanz für ein stationäres offenes System (vgl. Baehr 2012) ergibt ohne die Berücksichtigung von potentieller und kinetischer Energie des Fluids am Temperaturknoten $T_{F,m}$ (vgl. Abbildung 5.5):

$$\frac{\mathrm{d}U}{\mathrm{d}t} = 0 = \dot{Q}_{Abs-F} + \dot{m} \cdot \left(h_{F,j} - h_{F,j+1}\right) \qquad \text{(Gl. 5.21)}$$

Es wird darauf hingewiesen, dass das Formelzeichen *h* nur in (Gl. 5.25) nicht wie in allen übrigen Gleichungen dieses Kapitels einen Wärmetransportkoeffizienten, sondern die spezifische Enthalpie bezeichnet. Setzt man in (Gl. 5.25)

$$\dot{Q}_{Abs-F} = U_{\text{int}} \cdot \frac{A}{n} \cdot \left(T_{Abs} - T_{F,m}\right) \qquad \text{(Gl. 5.22)}$$

mit

$$T_{F,m} = \frac{T_{F,j} + T_{F,j+1}}{2} \qquad \text{(Gl. 5.23)}$$

und

$$h_{F,j} - h_{F,j+1} = c_F \cdot \left(T_{F,j} - T_{F,j+1}\right) \qquad \text{(Gl. 5.24)}$$

ein, ergibt sich:

$$U_{\text{int}} \cdot \frac{A}{n}\left(T_{Abs,j} - \frac{T_{F,j} + T_{F,j+1}}{2}\right) - \dot{m}_F \cdot c_F \left(T_{F,j} - T_{F,j+1}\right) = 0 \qquad \text{(Gl. 5.25)}$$

Daraus folgt durch Auflösen nach $T_{F,j+1}$:

$$T_{F,j+1} = \frac{U_{\text{int}} \cdot \frac{A}{n} \cdot \left(T_{Abs,j} - \frac{1}{2} T_{F,j}\right) - \dot{m}_F \cdot c_F \cdot T_{F,j}}{\frac{1}{2} U_{\text{int}} \cdot \frac{A}{n} - \dot{m}_F \cdot c_F} \qquad \text{(Gl. 5.26)}$$

Ist die Berechnung der Knotenpunkttemperaturen eines Kollektorsegments abgeschlossen, wird die Bilanzierung für den nächsten (Index j+1) der n Kollektorabschnitte gestartet. Nach Abschluss der Berechnung des n-ten Abschnitts wird wieder beim ersten Abschnitt begonnen. Diese Iteration wird solange fortgeführt, bis die Änderung jeder Knotenpunkttemperatur zwischen zwei Iterationsschritten kleiner als 0,01 K ist.

Aus der Energiebilanz zwischen Fluideintritt und Fluidaustritt wird im stationären Zustand die über das Fluid abgeführte Nutzleistung des Kollektors ermittelt.

$$\dot{Q}_{nutz} = \dot{m}_F c_F \left(T_{F,n} - T_{F,0}\right) = \dot{m}_F c_F \left(T_{F,aus} - T_{F,ein}\right) \qquad \text{(Gl. 5.27)}$$

Der Kollektorwirkungsgrad wird durch den Quotienten aus $\dot{Q}_{nutz}$ und der einfallenden Globalstrahlung ermittelt:

$$\eta = \frac{\dot{m}_F c_F \left(T_{F,ein} - T_{F,aus}\right)}{E_g A} \qquad \text{(Gl. 5.28)}$$

Durch Berechnung des Wirkungsgrads bei unterschiedlichen vorgegebenen Fluideintrittstemperaturen kann der Kollektorwirkungsgrad bei unterschiedlichen Betriebspunkten (gekennzeichnet durch die Kenngröße $\Delta T_F/E_g$) ermittelt werden. Anschließend

werden durch eine Regression die Kollektorwirkungsgradparameter η_0, a_1 und a_2 nach (Gl. 2.15) bestimmt. Zur Verdeutlichung des Berechnungsablaufs wird auf den Programmablaufplan in Anhang A.8 verwiesen.

5.2.1.2 Wärmetransportkoeffizienten

Der Wärmetransport zwischen den Knotenpunkten wird durch die Wärmetransportwiderstände bestimmt, die im Folgenden näher erläutert werden. In Anlehnung an die übliche Darstellungsweise werden dabei an der Stelle der Widerstände die Wärmetransportkoeffizienten h verwendet.

Wärmetransport in den Feststoff-Komponenten des Kollektors

In der Rückseitendämmung und der Seitendämmung findet der Wärmetransport ausschließlich durch Leitung statt. Der Wärmetransportkoeffizient wird aus Dämmstärke s_D und der Wärmeleitfähigkeit des Dämmmaterials λ_D berechnet:

$$h_{l,D} = \frac{\lambda_D}{s_D} \qquad \text{(Gl. 5.29)}$$

Dabei kann die Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der mittleren Temperatur des Dämmmaterials T_D durch ein Polynom zweiten Grades berücksichtigt werden. Die Wärmeleitfähigkeiten der in dieser Arbeit verwendeten Dämmstoffe wurden experimentell mit Hilfe einer 2-Platten Apparatur ermittelt, wie in Anhang A.2 erläutert wird.

Analog zu (Gl. 5.29) wird der Wärmetransport in den Glasscheiben des Kollektors berechnet. Für die Wärmeleitfähigkeit von Glas wird ein konstanter Wert angenommen[10], auf eine temperaturabhängige Berechnung der Wärmeleitfähigkeit wird verzichtet. Nach (VDI 2006) wird für die Glasscheiben λ = 1,0 W/(mK) eingesetzt.

Wärmetransport zwischen Absorber- und Fluidknoten

Der interne Leitwert U_{int} zwischen Absorber- und Fluidknoten ist ein Eingabeparameter des Modells. Es stehen verschiedene Methoden zur Verfügung um diesen Absorberkennwert experimentell zu bestimmen. Im Rahmen dieser Arbeit wird hier die lokale Messmethode angewandt (Rockendorf 1995 und 1996). Dabei wird während einer Kollektorleistungsmessung mittels eines Temperatursensors an einer genau definierten Position auf dem Absorberblech die mittlere Absorbertemperatur erfasst. Gleichzeitig werden die mittlere Fluidtemperatur sowie die Nutzleistung des Kollektors gemessen. Aus diesen Werten kann nach (Gl. 2.4) der interne Leitwert bestimmt werden.

---

[10] Nach (Mann 1992) beträgt die relative Änderung der Wärmeleitfähigkeit von Floatglas zwischen 0 °C und 100 °C etwa 6 %. Der thermische Widerstand der Glasscheibe ist mindestens um den Faktor 30 kleiner ist als der der umliegenden Luft- oder Gaszwischenräume, die den Wärmestrom über die Kollektorabdeckung bestimmen. Eine Änderung der Wärmeleitfähigkeit der Glasscheibe von 10 % würde den Gesamtwiderstand der Kollektorabdeckung (Reihenschaltung der thermischen Einzelwiderstände vom Absorber zur Umgebung) nur um vernachlässigbare 0,1 % verändern.

Durch einen temperaturbedingten Umschlag der Fluidströmungsform von laminar zu turbulent[11] kann U_{int} unter Umständen von der Fluidtemperatur abhängen. Dies kann durch die Eingabe von U_{int} als Funktion der Fluidtemperatur durch ein Polynom 3. Grades berücksichtigt werden.

Wärmetransport in luft- bzw. gasgefüllten Zwischenräumen des Kollektors

Der Wärmetransport in den Zwischenräumen Dämmung-Absorber und Absorber-Verglasung sowie im Scheibenzwischenraum erfolgt parallel durch Leitung bzw. Konvektion und Strahlung.

Der Wärmetransportkoeffizient $h_{k,th}$ durch Konvektion wird mit der Nußelt-Zahl Nu, der Wärmeleitfähigkeit λ und der Spaltbreite s bestimmt:

$$h_{k,th} = \frac{\mathrm{Nu} \cdot \lambda}{s} \qquad \text{(Gl. 5.30)}$$

Die Nußelt-Zahl bei freier Konvektion ist abhängig von der Rayleigh-Zahl Ra. Diese kann als Produkt aus Prandtl-Zahl Pr und Grashoff-Zahl Gr gebildet werden:

$$\mathrm{Ra} = \mathrm{Pr} \cdot \mathrm{Gr} \qquad \text{(Gl. 5.31)}$$

Die Prandtl-Zahl ist eine stoffabhängige Größe. Die Grashoff-Zahl ist durch folgende Gleichung gegeben:

$$\mathrm{Gr} = \frac{g \cdot s^3 \cdot \beta}{\nu^2} \cdot \Delta T \qquad \text{(Gl. 5.32)}$$

Dabei ist g die Erdbeschleunigung, s die Spaltbreite, β der Volumenausdehnungskoeffizient und ν die kinematische Viskosität des Füllgases. ΔT bezeichnet die Temperaturdifferenz zwischen den gegenüberliegenden Oberflächen des Spalts.

Für die freie Konvektion im geneigten Gasspalt mit einem Wärmetransport von der unteren an die obere Oberfläche werden abhängig vom Neigungswinkel drei unterschiedliche Nußelt-Gleichungen entsprechend der ISO 15099 (ISO 15099 2003) verwendet. Für Neigungswinkel von $0° \leq \varphi < 60°$ findet (Gl. 5.33) nach Hollands et. al. (Hollands 1976) Anwendung:

[11] Grund für diesen temperaturbedingten Umschlag der Strömungsform ist die starke Temperaturabhängigkeit der kinematischen Viskosität von Wasser. Im Temperaturbereich zwischen 25 °C und 100 °C (p = 5 bar) verringert sich diese um etwa 70 % (Stoffdaten (VDI 2006)). Die Strömungsform wird durch die Reynoldszahl Re bestimmt, die für Rohrströmung vom Rohrdurchmesser, der Strömungsgeschwindigkeit (beide annähernd konstant) und der stark temperaturabhängigen kinematischen Viskosität abhängt.

$$\mathrm{Nu} = 1 + 1{,}44 \cdot \left[1 - \frac{1708}{\mathrm{Ra} \cdot \cos\phi}\right]^{*} \cdot \left(1 - \frac{\sin^{1{,}6}(1{,}8 \cdot \phi) \cdot 1708}{\mathrm{Ra} \cdot \cos\phi}\right) + \left[\left(\frac{\mathrm{Ra} \cdot \cos\phi}{5830}\right)^{1/3} - 1\right]^{*} \qquad \text{(Gl. 5.33)}$$

$$\text{mit } [X]^{*} = \frac{(|X| + X)}{2}$$

Für Neigungswinkel φ = 60° wird die folgende Nußelt-Gleichung verwendet (El Sherbiny 1982):

$$\mathrm{Nu} = [\mathrm{Nu}_1, \mathrm{Nu}_2]_{\max}$$

$$\mathrm{Nu}_1 = \left[1 + \left(\frac{0{,}0936\mathrm{Ra}^{0{,}314}}{1+G}\right)^{7}\right]^{\frac{1}{7}} \qquad \text{mit } G = \frac{0{,}5}{\left[1 + (\mathrm{Ra}/3160)^{20{,}6}\right]^{0{,}1}} \qquad \text{(Gl. 5.34)}$$

$$\mathrm{Nu}_2 = \left(0{,}104 + \frac{0{,}175}{A}\right)\mathrm{Ra}^{0{,}283}$$

Für einen vertikal orientierten Spalt mit φ = 90° wird die Nußelt-Zahl nach (Wright 1996) wie folgt berechnet:

$$\begin{aligned} \mathrm{Nu} &= 0{,}0673838\ \mathrm{Ra}^{1/3} && \text{für } \mathrm{Ra} > 5 \cdot 10^4 \\ \mathrm{Nu} &= 0{,}028154\ \mathrm{Ra}^{0.4134} && \text{für } 10 < \mathrm{Ra} \le 5 \cdot 10^4 \\ \mathrm{Nu} &= 1 + 1{,}7596 \cdot 10^{-10}\ \mathrm{Ra}^{2.2984755} && \text{für } \mathrm{Ra} \le 10^4 \end{aligned} \qquad \text{(Gl. 5.35)}$$

Bei Neigungswinkeln zwischen 60° und 90° wird die Nußelt-Zahl entsprechend der in (ISO 15099 2003) beschriebenen Vorgehensweise durch eine lineare Interpolation der Ergebnisse nach (Gl. 5.34) und (Gl. 5.35) ermittelt.

Findet der Wärmetransport von der oberen Oberfläche zur unteren Oberfläche statt, steht nach (Arnold 1976) folgende Nußelt-Gleichung zur Verfügung:

$$\mathrm{Nu} = 1 + (\mathrm{Nu}_v - 1) \cdot \sin\varphi \qquad \text{(Gl. 5.36)}$$

Hierin ist Nu_v die Nußelt-Zahl für einen vertikal geneigten Spalt nach (Gl. 5.35).

Die in die Berechnung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten nach (Gl. 5.30) eingehende Spaltbreite *s* wird für den Scheibenzwischenraum in Abhängigkeit der mittleren Temperatur der Verglasung berechnet. Dazu wird mit Hilfe des in Abschnitt 8.2 vorgestellten Modells der mittlere Scheibenabstand in Abhängigkeit der mittleren Scheibenzwischenraumtemperatur ermittelt und durch eine lineare Funktion im thermischen Modell berücksichtigt.

Anhand experimenteller Untersuchungen in einem Versuchskollektor wurden die konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten in den o. g. Zwischenräumen ermittelt. Details zu den durchgeführten experimentellen Untersuchungen werden in Abschnitt 6.3.2 vorgestellt. Es zeigt sich, dass die in diesem Abschnitt vorgestellten Nußelt-Gleichungen zu einer Unterbewertung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten führen. Im Zwischenraum Absorber-Verglasung und im Scheibenzwischenraum werden daher im Fall des Wärmetransports von der unteren zur oberen Oberfläche Verstärkungsfaktoren f_V für den konvektiven Wärmetransportkoeffizienten eingeführt, um die experimentell gewonnenen Erkenntnisse zum konvektiven Wärmetransport im Kollektor berücksichtigen zu können. Damit ergibt sich für den konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten h_k folgende Definition:

$$h_k = f_V \cdot h_{k,th} \tag{Gl. 5.37}$$

Der Wärmeübergangskoeffizient $h_{k,th}$ wird nach (Gl. 5.30) in Kombination mit den vorgestellten, je nach Randbedingungen zu wählenden Nußelt-Gleichungen berechnet. Die in den Nußelt-Gleichungen verwendeten Stoffdaten kinematische Viskosität v, die Wärmeleitfähigkeit λ und die Prandtl-Zahl Pr werden temperaturabhängig anhand der in (VDI 2006) angegebenen Daten über entsprechende Ausgleichsfunktionen berechnet.

Der Wärmeübergangskoeffizient für den parallel zum konvektiven Wärmetransport stattfindenden Strahlungsaustausch wird durch folgende Gleichung beschrieben (Baehr 2006):

$$h_s = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1} \cdot \sigma \cdot \left(T_1^2 + T_2^2\right) \cdot \left(T_1 + T_2\right) \tag{Gl. 5.38}$$

Diese Gleichung gilt für den Strahlungsaustausch von zwei planparallelen gegenüberliegenden Oberflächen unendlicher Ausdehnung. Der Einfluss der Ränder, der über die Berechnung von Sichtfaktoren berücksichtigt werden kann (vgl. Siegel 1988), kann bei üblichen Kollektorabmessungen vernachlässigt werden (Platzer 1988).

Dabei sind ε_1 und ε_2 die hemisphärischen Emissionsgrade der gegenüberliegenden Oberflächen, T_1 und T_2 die entsprechenden Oberflächentemperaturen und σ bezeichnet die Stefan-Boltzmann-Konstante. Die Emissionsgrade der selektiven Schichten zeigen eine deutliche Temperaturabhängigkeit. Die Emissionsgrade können daher in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur durch ein Polynom 2. Grades beschrieben werden.

Wärmetransport über die Wärmebrücken im Gehäuse und im Randbereich der Verglasung

Zusätzlich zu den rein eindimensional ermittelten Wärmeverlusten werden Wärmeverluste, die durch geometrische und materialbedingte Wärmebrücken entstehen, berücksichtigt.

Der Wärmetransport über das Kollektorgehäuse setzt sich zusammen aus den Wärmeverlusten über Seiten- und Rückseitendämmung, die eindimensional mit den Wärmetrans-

portkoeffizienten nach (Gl. 5.29) berechnet werden, sowie einem Wärmeverlust infolge der geometrischen Wärmebrücke an den Außenkanten des Gehäuses. Dieser wird mit Hilfe eines längenbezogenen Wärmedurchgangskoeffizienten ψ bestimmt, der üblicherweise für die Ermittlung von Wärmebrücken in der Bauphysik Anwendung findet. Der Wärmetransportkoeffizient für die Wärmebrücke im Kollektorgehäuse berechnet sich somit wie folgt:

$$h_{WB,G} = \psi_{WB,G} \cdot l_{WB} \qquad \text{(Gl. 5.39)}$$

Der längenbezogene Wärmedurchgangskoeffizient $\psi_{WB,G}$ wird mit Hilfe einer 2-dimensionalen Simulation des Wärmetransports im Kollektorgehäuse ermittelt. Dazu wird die Definition von ψ in Anlehnung an (DIN 10211 2007) verwendet. Die Bezugslänge l_{WB} ist dabei die Umfangslänge der Absorberfläche.

Analog zur Wärmebrücke im Kollektorgehäuse wird die Wärmebrücke im Randbereich der Verglasung berücksichtigt:

$$h_{WB,R} = \psi_{WB,R} \cdot l_{WB} \qquad \text{(Gl. 5.40)}$$

Die Bezugslänge l_{WB} ist gleich der Umfangslänge der Apertur, die der Umfangslänge des Absorbers entspricht.

Wärmetransport von der oberen Glasscheibe an die Umgebung

Der Wärmetransport von der oberen Glasscheibe zur Umgebung findet ebenfalls parallel durch Konvektion und Strahlung statt. Für die Beschreibung des Wärmeübergangskoeffizienten infolge erzwungener Konvektion an der Kollektorabdeckung existiert eine Vielzahl von semi-empirischen und empirischen Modellen. Für eine Übersicht über bestehende Modelle wird auf (Sartori 2006 und Kumar 2010) verwiesen. Für Windgeschwindigkeiten $v_w \geq 1$ m/s wird im Rahmen dieser Arbeit das für Flachkollektoren üblicherweise verwendete Modell von Mc Adams (Mc Adams 1954) eingesetzt (vgl. Duffie 2006):

$$h_{k,f} = 3{,}8 \cdot v_w + 5{,}7 \quad \text{in W/(m²K)} \qquad \text{(Gl. 5.41)}$$

Dabei wird v_w in der Einheit m/s eingesetzt.

Für Windgeschwindigkeiten $v_W < 1$ m/s wird der folgende Zusammenhang, der sich aus einer empirischen Nußelt-Gleichung für freie Konvektion nach (Baehr 2006) ergibt (vgl. Raube 1991), verwendet:

$$h_{k,f} = 1{,}9 \cdot \left(T_2 - T_U\right)^{0{,}325}; h_{k,f,min} = 3{,}2 \quad \text{in W/(m²K)} \qquad \text{(Gl. 5.42)}$$

Der Wärmeübergangskoeffizient durch Strahlung wird analog zu (Gl. 5.38) berechnet. Dabei werden die Temperatur T_2 und der Emissionsgrad ε_2 der oberen Glasscheibe sowie eine effektive Himmelstemperatur $T_{H,eff}$ und der Emissionsgrad des Himmels $\varepsilon_{H,eff}$ verwendet.

5.2.2 Instationäres Modell

Auf Basis des vorgestellten stationären thermischen Modells, wird ein instationäres thermisches Kollektormodell erstellt, mit dem Ziel das instationäre Verhalten des Kollektors zu untersuchen. Dazu sollen Sprungantworten simuliert werden, um die Zeitkonstante und die zu erwartende effektive Wärmekapazität des hocheffizienten Flachkollektors zu ermitteln. Das thermische Ersatzschaltbild des instationären Kollektormodells zeigt Abbildung 5.6.

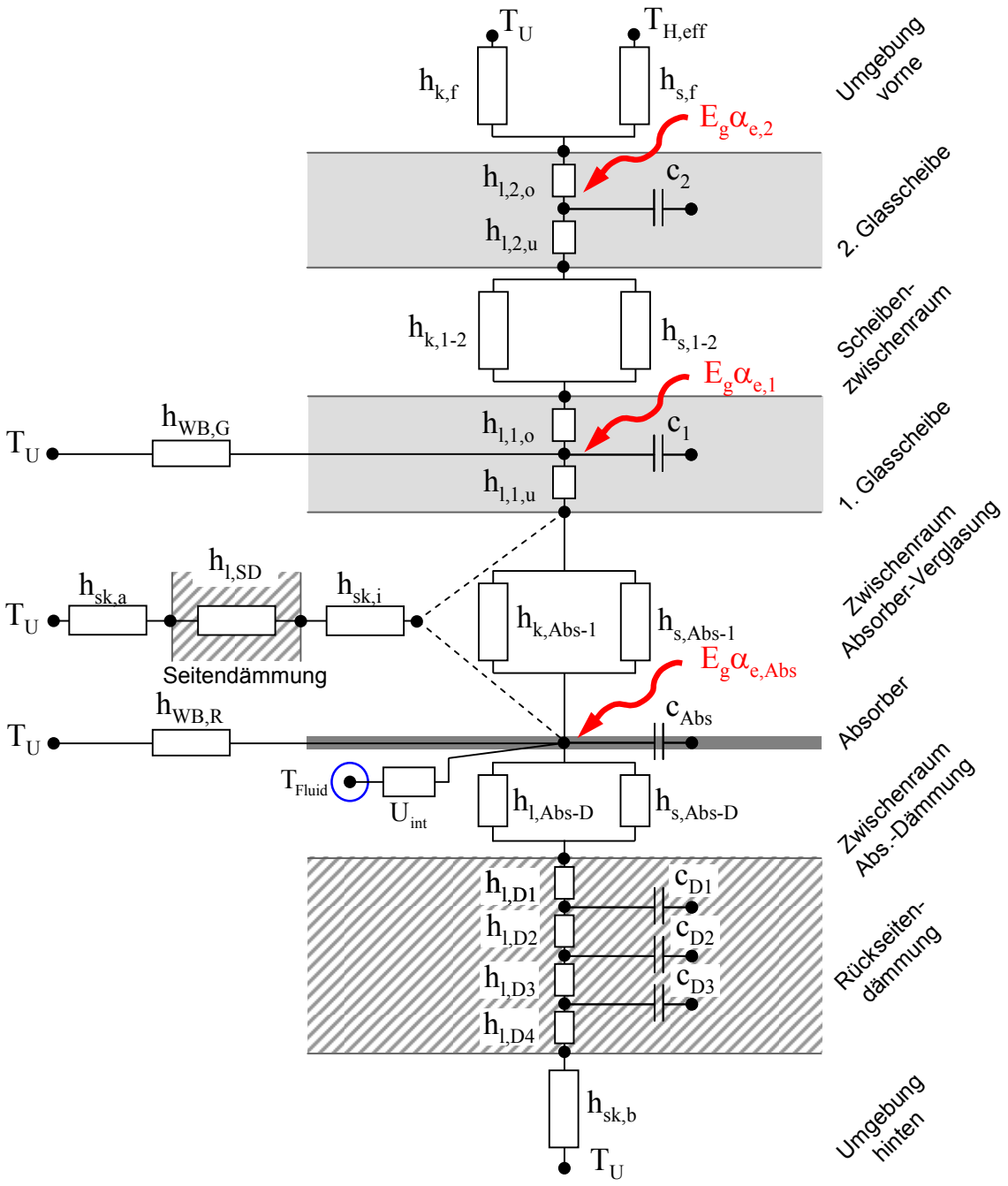


Abbildung 5.6: *Thermisches Ersatzschaltbild des instationären Kollektormodells.*

Das instationäre Verhalten eines solarthermischen Kollektors wird bestimmt durch die Wärmekapazität der einzelnen Kollektorkomponenten, sowie deren thermische Anbindung zueinander. Das Ansprechverhalten auf eine Änderung der Betriebsbedingungen variiert zwischen den einzelnen Komponenten. Die entscheidenden Komponenten für die effektive Kollektorkapazität bilden die Kollektorabdeckungen, der Absorber, der Wärmeträger und die rückseitige Wärmedämmung. Zur Modellierung wird das thermische Ersatzschaltbild des stationären Modells an den entsprechenden Temperaturknoten um spezifische Wärmekapazitäten *c* erweitert. Um das Be- und Entladeverhalten der schlecht leitenden Rückseitendämmung besser abzubilden, wird diese in vier Transportwiderstände und drei Kapazitäten aufgeteilt. Die Berechnung der Knotenpunkttemperaturen, die nicht mit einer Kapazität verbunden sind, erfolgt analog zum stationären Modell, ohne Berücksichtigung von zeitabhängigen Be- und Entladevorgängen der Wärmekapazitäten. Die Bilanzierung erfolgt für jeden einzelnen Temperaturknoten des thermischen Ersatzschaltbildes sukzessiv vom unteren Temperaturknoten der Rückwand in Richtung des oberen Temperaturknotens der zweiten Abdeckung. Dieses Vorgehen wiederholt sich für die 10 über den Fluidvolumenstrom miteinander verbundenen Ersatzschaltbilder.

Die Bilanzgleichungen an einem Temperaturknoten, an dem eine Wärmekapazität angebunden ist, enthalten durch die Wärmekapazität die Ableitung der Knotenpunkttemperatur nach der Zeit. Diese gewöhnlichen Differentialgleichungen erster Ordnung werden numerisch mit Hilfe des Polygonzugverfahrens nach *Euler-Cauchy* gelöst. Die zeitliche Ableitung der Knotenpunkttemperaturen wird dabei in einen Differenzenquotienten mit dem Zeitschritt Δt umgewandelt. Exemplarisch werden die entsprechenden Bilanzgleichungen am Beispiel des mittleren Temperaturknotens der oberen Glasscheibe (vgl. Abbildung 5.7) dargestellt.

Die Bilanzgleichung lautet:

$$\dot{q}_2 + h_{l,2,u}\left(T_{2,u} - T_{2,m}\right) = h_{l,2,o}\left(T_{2,m} - T_{2,u}\right) + \frac{\partial T_{2,m}}{\partial t} c_2 \frac{m_2}{A_{Koll}} \qquad \text{(Gl. 5.43)}$$

Durch Auflösen nach der zeitlichen Ableitung der Knotenpunkttemperatur folgt:

$$\frac{\partial T_{2,m}}{\partial t} = \frac{A_{Koll}}{c_2 m_2}\left[\dot{q}_2 + h_{l,2,u}\left(T_{2,u} - T_{2,m}\right) - h_{l,2,o}\left(T_{2,m} - T_{2,o}\right)\right] \qquad \text{(Gl. 5.44)}$$

Die Umwandlung der Ableitung der Knotenpunkttemperatur in einen Differenzenquotienten nach dem Polygonzugverfahren

$$\frac{\partial T_{2,m}}{\partial t} \approx \frac{T_{2,m}^{z+1} - T_{2,m}^{z}}{\Delta t} \qquad \text{(Gl. 5.45)}$$

und anschließendes Auflösen nach der zu berechnenden Knotenpunkttemperatur ergibt:

$$T_{2,m}^{z+1} = T_{2,m}^{z} + \frac{\Delta t\, A_{Koll}}{c_2 m_2}\left[\dot{q}_2 + h_{l,2,u,z}\left(T_{2,u}^{z} - T_{2,m}^{z}\right) - h_{l,2,o,z}\left(T_{2,m}^{z} - T_{2,o}^{z}\right)\right] \qquad \text{(Gl. 5.46)}$$

Der Index z kennzeichnet die Laufvariable der Zeit, $z = 0$ ist dabei der Ausgangszustand des Knotenpunkts. Die Zeit t seit Beginn der Simulation ergibt sich durch $t = z \cdot \Delta t$ mit der Zeitschrittweite Δt.

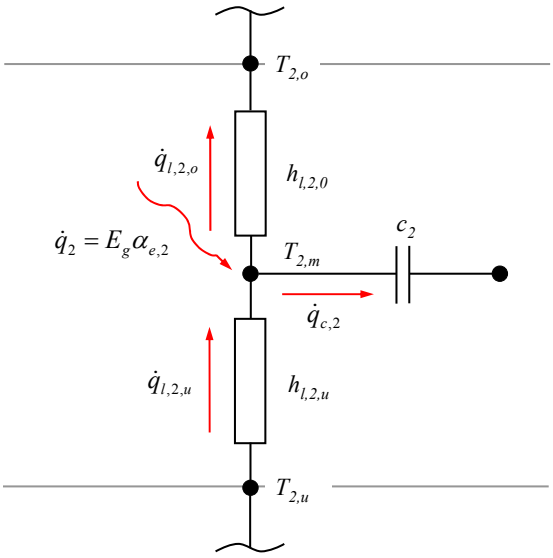


Abbildung 5.7: Schematische Darstellung der Wärmeströme im mittleren Temperaturknoten der oberen Glasscheibe.

Der vom Absorberknoten momentan an den Fluidknoten übertragene Wärmestrom wird vom strömenden Arbeitsfluid weitertransportiert. Die zeitliche Änderung des Temperaturprofils in Strömungsrichtung kann durch die Energiebilanzgleichung für ein inkompressibles strömendes Fluid abgebildet werden (Uecker 2001, Janßen 2003).

$$\rho_F c_F \frac{\pi d_i^2 n_{Rohr}}{4} \frac{\partial T_F}{\partial t} = -\dot{m}_F c_F \frac{\partial T_F}{\partial x} + U_{\text{int}} \frac{A}{L_{FL}} \left(T_{abs} - T_F\right) \qquad \text{(Gl. 5.47)}$$

Kapazitätsaufheizung — *konvektiver Wärmetransport* — *Wärmestransport vom Absorber zum Fluid*

Dabei sind die einzigen zeitabhängigen Größen T_{abs}, T_F und $\dot{m}$.

Analog zum stationären Modell wird der Fluidkanal in Strömungsrichtung in n Abschnitte mit der Länge Δx unterteilt. Zur Beschreibung der örtlichen Diskretisierung wird ein zusätzlicher Index j eingeführt. Durch Ersetzen der örtlichen Ableitung der Fluidtemperatur durch den Rückwärtsdifferenzenquotienten

$$\frac{\partial T_F}{\partial y} \approx \frac{T_{F,j}^z - T_{F,j-1}^z}{\Delta x} \qquad \text{(Gl. 5.48)}$$

und der zeitlichen Ableitung der Fluidtemperatur durch den Differenzenquotienten

$$\frac{\partial T_F}{\partial t} \approx \frac{T_{F,j}^{z+1} - T_{F,j}^z}{\Delta t} \qquad \text{(Gl. 5.49)}$$

in (Gl. 5.47) ergibt sich die Differenzengleichung

$$T_{F,j}^{z+1} = T_{F,j}^{z} - b_1\left(T_{F,j}^{z} - T_{F,j-1}^{z}\right) + b_2\left(T_{Abs,j}^{z} - T_{F,j}^{z}\right) \qquad \text{(Gl. 5.50)}$$

mit den Koeffizienten:

$$b_1 = \frac{4\dot{m}_F \Delta t}{\rho_F \pi d_i^2 \Delta x} \text{ und } b_2 = \frac{4U_{\text{int}} A \Delta t}{\rho_F c_F \pi d_i^2 L_{Rohr}} \qquad \text{(Gl. 5.51)}$$

Die Randbedingung für den Wärmetransport in Fluidströmungsrichtung wird durch die Fluideintrittstemperatur gegeben. Diese liegt am Rand des ersten Fluidvolumenelements in Strömungsrichtung und damit im Abstand $\Delta x/2$ vom ersten Fluidknotenpunkt entfernt. Für den Koeffizienten b_1 erhält man hier abweichend den Ausdruck (vgl. Janßen 2003):

$$b_1 = \frac{8\dot{m}_F \Delta t}{\rho_F c_F \pi d_i^2 \Delta x} \qquad \text{(Gl. 5.52)}$$

Das stationäre sowie das instationäre Modell wurden in der Programmiersprache *Visual Basic .NET* mit Hilfe der Programmierumgebung *Visual Studio 2008* der *Microsoft Corp*. umgesetzt. Die Progammablaufpläne beider Programme sind im Anhang A.8 dargestellt.

Die Validierung des stationären Modells anhand von gemessenen Wirkungsgradkennlinien wird ausführlich in Abschnitt 7.1 vorgestellt. Das instationäre Modell wird anhand von experimentellen Strahlungssprüngen validiert. Die Ergebnisse werden in Abschnitt 6.5.2 präsentiert.

6 Experimentelle Untersuchungen zum Wirkungsgrad und Wärmeverlust

Der im Rahmen dieser Arbeit untersuchte Kollektor mit Zweifachverglasung besitzt zwei mit Gas bzw. Luft gefüllte Zwischenräume innerhalb der transparenten Abdeckung, in denen der Wärmetransport parallel durch Strahlung und Konvektion/Leitung übertragen wird. Der Wärmetransport durch langwellige Strahlung wird durch die in jedem Zwischenraum vorhandene niedrig emittierende Beschichtung nahezu unterdrückt. Bei Kenntnis der Emissionsgrade der gegenüberliegenden Oberflächen kann die Wärmestromdichte, die durch Strahlung übertragen wird, ohne nennenswerte Unsicherheiten bestimmt werden (vgl. (Gl. 5.38)).

Zur Beschreibung des konvektiven Wärmetransports stehen empirische Modelle zur Verfügung, die bereits in Abschnitt 5.2.1.2 vorgestellt wurden. Da diese Modelle unter idealisierten Randbedingungen entwickelt wurden, die so im doppeltverglasten Flachkollektor nicht anzutreffen sind, soll untersucht werden, wie gut diese Modelle den in realen Flachkollektoren anzutreffenden konvektiven Wärmetransport wiedergeben. Zunächst wird in diesem Kapitel ein Überblick über die bekannte Literatur zum konvektiven Wärmetransport im Rechteckspalt allgemein sowie in Flachkollektoren im speziellen gegeben. Anschließend werden experimentelle Untersuchungen vorgestellt, anhand derer der Einfluss unterschiedlicher Abstände, d. h. Dicken der Gasschichten, auf die Wärmeverluste bewertet werden, um optimale Abstände definieren zu können. Weiterhin wird der Einfluss unterschiedlicher Neigungswinkel auf die Wärmeverluste untersucht. Dazu werden Experimente mit einem Versuchskollektor, sowohl unter Bestrahlung im Sonnensimulator des ISFH als auch ohne Bestrahlung als Wärmeverlustmessung, durchgeführt. Es werden die konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten im Kollektor experimentell ermittelt und mit den Modellen aus der Literatur verglichen. Ferner wird der Einstrahlwinkelkorrekturfaktor auf einem Außenprüfstand experimentell ermittelt sowie Untersuchungen zum instationären Verhalten des Kollektors durchgeführt.

6.1 Konvektiver Wärmetransport in Kollektoren - Literaturübersicht

Die konvektiven Wärmeübergänge in den Gaszwischenräumen zwischen Absorber und innerer Glasscheibe sowie zwischen innerer und äußerer Glasscheibe als Funktion von Neigung und Abstand werden üblicherweise gemäß bekannter Standardliteratur (Duffie 2006, de Winter 1990, Khartchenko 1995, ISO 15099 2003) oder veröffentlichten Kollektormodellen (z. B. Koo 1999) nach der semi-empirischen Nußelt-Funktion von Hollands (1976) modelliert (vgl. (Gl. 5.33)). Einen guten Überblick über bekannte Modelle für den konvektiven Wärmetransport mit den im Kollektor vorliegenden Randbedingungen geben Matuska (2008) und Hellström (2004). Die wichtigsten Modelle für den konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten im von unten beheizten geneigten Spalt mit

einem großen Aspektverhältnis[12] neben dem von Hollands entwickelten stammen von Buchberg (1976) und Inaba (1984). Ein Vergleich der genannten Modelle anhand des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten h_k in Abhängigkeit der Spaltbreite zeigt Abbildung 6.1. Die Wärmeübergangskoeffizienten dieser drei Modelle zeigen den gleichen charakteristischen Verlauf. Bei geringen Spaltbreiten s sinkt h_k mit steigendem s stark ab. In diesem Bereich wird von einer ruhenden Luftschicht ohne Konvektion ausgegangen, d.h. Nu = 1 und der Wärmeübergangskoeffizient ist proportional zu $1/s$. Wird eine kritische Rayleighzahl bedingt durch einen größeren Spaltabstand s erreicht[13], setzt Konvektion ein und h_k steigt bis zu einem lokalen Maximum an. Bei größeren Abständen sinkt der Übergangskoeffizient wieder langsam ab. Der mit steigendem Abstand kleiner werdende Temperaturgradient im Spalt reduziert den konvektiven Wärmetransport zwischen den gegenüberliegenden Oberflächen.

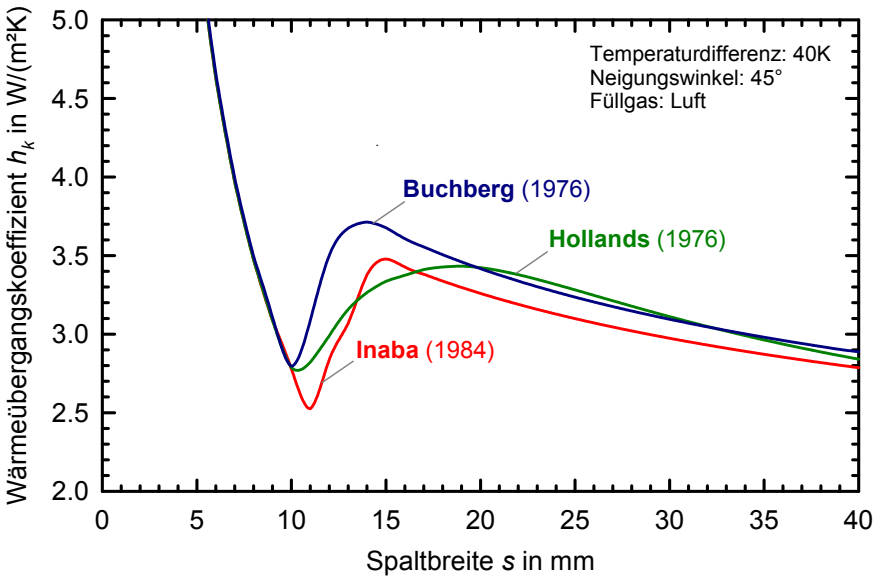


Abbildung 6.1: Vergleich der berechneten Wärmeübergangskoeffizienten nach Hollands (1976), Buchberg (1976) und Inaba (1984) in Abhängigkeit des Spaltabstands. Die Werte sind exemplarisch für eine Temperaturdifferenz zwischen den beiden begrenzenden Oberflächen von 40 K (T_{unten} = 70 °C und T_{oben} =30 °C) und einem Neigungswinkel von 45° mit Luft im Spalt dargestellt.

Die genannten Modelle wurden anhand experimenteller Untersuchungen in einem geneigten Luftspalt durch eine kalorimetrische Bestimmung der Nußelt-Zahl ermittelt. Dabei wird die Nusselt Zahl nur an bestimmten zentralen Stellen des Luftspalts ermittelt. Randall

---

[12] Das Aspektverhältnis (engl. aspect ratio, Abkürzung AR) bezeichnet das Verhältnis von der Länge des geneigten Spalts zur Spaltbreite. Bei typischen Kollektoren mit einer Länge von 2 m liegt dieser Wert über 25.

[13] Die Rayleigh-Zahl Ra ist proportional zu s^3 wie aus (Gl. 5.31) in Kombination mit (Gl. 5.32) aus Abschnitt 5.2.1.2 hervorgeht. Die kritischen Rayleigh-Zahl beträgt bei den Modellen nach Hollands (1976) und Buchberg (1976) 1708, bei Inaba (1984) 2500. Dieser Unterschied sorgt für eine unterschiedliche Lage der lokalen Minima der Wärmeübergangskoeffizienten in Abbildung 6.1.

(1979) dagegen benutzte ein Mach-Zehnder-Interferometer, zur Untersuchung von lokalen Wärmeübergängen im Spalt. Die Untersuchungen zeigten, dass die lokalen Wärmetransportkoeffizienten im unteren Bereich eines geneigten Spalts deutlich höher sind, als im oberen Bereich. Zudem detektierte er oberhalb einer kritischen Rayleigh-Zahl ($Ra \cdot \cos \varphi < 1708$) einen Übergangsbereich zwischen Leitungsregime und voll ausgebildetem konvektivem Regime, in dem der Wärmetransport an den Grenzflächen durch laminare Grenzschichten und in der Mitte der begrenzenden Oberflächen durch Leitung dominiert wird. In diesem Bereich ist die lokal ermittelte Nußelt-Zahl in der Mitte des Spalts nicht identisch zu der mittleren Nußelt-Zahl im Spalt. Dies ist womöglich ein Grund für die relativ großen Abweichungen zwischen den in Abbildung 6.1 gezeigten Wärmeübergangskoeffizienten der unterschiedlichen Modelle (durch Messungen in der Mitte bestimmt) für Spaltbreiten zwischen 10 mm und 15 mm. Bei größer werdenden Rayleigh-Zahlen dominiert Wirbeldiffusion den Wärmetransport in der Mitte zwischen den begrenzenden Oberflächen. Die mittlere Nußelt-Zahl im Spalt entspricht hier der in der Mitte gemessenen Nußelt-Zahl. Die lokale Messmethode im Zentrum zur Bestimmung der mittleren Nußelt Zahl wird somit bestätigt (Randall 1979, Meyer 1979).

Einen guten Überblick über experimentelle und numerische Untersuchungen bezüglich realer natürlicher Konvektionsströmungen, die in den 1970er und 80er Jahren durchgeführt wurden, gibt de Winter (1990). Die durch natürliche Konvektion in einem Rechteckspalt erzeugten Strömungen zeigen demnach eine dreidimensionale Ausprägung. Neben den zweidimensionalen Geschwindigkeitskomponenten in den üblichen Rollzellen existiert eine weitere Komponente parallel zur Hauptachse der Rollzellen. Die Strömung ähnelt somit einer Doppelhelix mit Fluidpartikeln die sich entlang des Umfangs der Rollzellen und gleichzeitig entlang ihrer Hauptachse bewegen. Die Bewegung verläuft von den Wänden bis zu einem bestimmten Abstand in den Spalt hinein und anschließend zurück zu den Wänden. Diese dritte Geschwindigkeitskomponente wird durch die verringerte Zirkulation an den Wänden erzeugt. Im horizontalen Rechteckspalt bilden sich die Achsen der Rollzellen parallel zur kurzen Seite des Zwischenraums aus. Wird der Zwischenraum entlang seiner kurzen Seite geneigt, verschmelzen die Rollzellen schrittweise zu einer großen Rollzelle, die immer noch parallel zur kurzen Seite des Zwischenraums verläuft. Im Punkt des Entstehens einer großen Rollzelle wird ein Minimum der mittleren Nußelt-Zahl im Spalt erreicht (vgl. Ozoe 1983).

Die Abhängigkeit der Gesamtwärmeverluste von Flachkollektoren in Abhängigkeit des Neigungswinkels wurde anhand einer theoretischen Betrachtung mit Hilfe eines einfachen Kollektormodells erstmalig von Catton (1980) untersucht. Dabei wurde zur Berechnung des konvektiven Wärmetransports das etablierte Modell von Hollands (1976) verwendet. Die einzigen dem Autor bekannten experimentellen Ergebnisse zur Neigungswinkelabhängigkeit von Flachkollektoren wurden von Bartelsen (1999a, 1999b) publiziert. Hier wurden einfachverglaste Flachkollektoren mit unterschiedlichen Rückwanddämmungen bei Neigungswinkeln zwischen 0° (horizontal) und 90° (vertikal) unter reproduzierbaren Bedingungen im Sonnensimulator vermessen. Es wurde eine annähernd lineare Abhängigkeit des Wärmeverlustkoeffizienten im Neigungswinkelbereich zwischen 15° und 90°

für alle gestesten Kollektoren ermittelt. Pro 15° Neigungswinkelerhöhung reduzierte sich der Wärmeverlustkoeffizienten a_1 um etwa 0,1 W/(m²K).

Die den beschriebenen semi-empirischen Modellen zu Grunde liegenden Experimente wurden unter idealisierten Randbedingungen durchgeführt, so z.B. die Annahme isothermer und ideal planparalleler Flächen. Dies gilt auch für die beschriebenen Erkenntnisse zu Strömungsformen im geneigten Spalt. Isotherme Oberflächen sind jedoch im Kollektor nicht zu erwarten: auf dem Absorberblech entsteht ein Temperaturprofil durch lokale Wärmeabfuhr über die von unten angebrachten Fluidleitungen, an den Glasscheiben liegt vor allem eine Temperaturabnahme zu den Rändern hin vor. Wie sich eine ungleichmäßige Oberflächentemperaturverteilung auf die zu erwartenden Wärmeübergangskoeffizienten auswirkt, untersuchte Chao (1981) mit Hilfe einer dreidimensionalen numerischen Strömungssimulation. Durch aufgeprägte sägezahnförmige Temperaturprofile auf der unteren beheizten Oberfläche und einer isothermen oberen Oberfläche wurde im Vergleich zu zwei isothermen Oberflächen eine deutliche Erhöhung der Nußelt-Zahl beobachtet. Die Differenz betrug bis zu 20 %, während die auftretenden Konvektionsmuster grundsätzlich nicht durch das aufgeprägte Temperaturprofil beeinflusst wurden (Chao 1981).

In realen Kollektoren wird der Spalt zwischen Absorberblech und Verglasung nicht durch ideal planparallele Oberflächen gebildet. Das Absorberblech weist eine gewisse Welligkeit auf, erzeugt durch das thermische Fügen von Blech und Verrohrung. Anhand einer numerischen Strömungssimulation zeigt Varol (2008), dass ein welliger Absorber den Wärmetransport zwischen Absorber und Glas abhängig von der Geometrie der Welligkeit erhöht. Ein ebener Absorber erzeugte in allen Fällen die geringsten Wärmetransportkoeffizienten (Varol 2008).

In einer experimentellen Studie von Yiqin (1991) wurde der Wärmetransport in einem Spalt zwischen einem beheizten isothermen Absorber und einer nicht isothermen FEP-Folie untersucht. Ein Vergleich der real gemessenen mit den nach Hollands (1976) berechneten Wärmeübergangskoeffizienten zeigte eine Abweichung von 10 % im Mittel.

Bartelsen (1993) untersuchte erstmals den konvektiven Wärmeübergang an realen Flachkollektoren. Sein Versuchskollektor war mit einem Absorber aus einzelnen Absorberstreifen und einer harfenförmigen Verrohrung ausgestattet. Ein wichtiges Ergebnis war, dass die konvektiven Wärmeverluste in Kollektoren deutlich höher sind als die nach Hollands (1976) berechneten. Als Ursache wurde das Temperaturprofil auf dem Absorber vermutet. Bei diesen Untersuchungen wurde jedoch ein nicht ebener Absorber aus einzelnen Absorberstreifen verwendet, der andere Konvektionsmuster als heutige Vollflächenabsorber erwarten lässt. Zudem blieb offen, ob sich das nach (Hollands 1976) ergebende theoretische Minimum des konvektiven Wärmeübergangs als Funktion des Abstands in Flachkollektoren tatsächlich existiert. Ferner wurden keine Messungen mit Argonfüllungen durchgeführt.

6.2 Wirkungsgradmessungen

Zur Analyse der Wärmeverluste werden Wärmeleistungsmessungen in Anlehnung an EN 12975-2 im ISFH-Sonnensimulator SuSi I an einem Versuchskollektor durchgeführt. Den verwendeten Versuchsaufbau für die Leistungsmessung zeigt Abbildung 6.2. Ein Hochtemperaturthermostat erzeugt einen konstanten Fluidmassenstrom bei einer konstanten Temperatur, der am unteren Ende des Kollektors in den Kollektor eintritt. Im Kollektorkreis wird Wasser als Wärmeträger eingesetzt. Um den Wirkungsgrad auch bei Fluidtemperaturen deutlich über 100 °C messen zu können, beträgt der Betriebsdruck im Kollektorkreis 12 bar. Die Messungen im Rahmen dieser Arbeit wurden bis zu einer Fluidtemperatur von 150 °C durchgeführt. Die Massenstrommessung erfolgt mit einem kalibrierten Coriolis-Durchflusssensor. Für weitere Details zum Hochtemperaturthermostaten wird auf (Kirchner 2008) verwiesen. Die Fluideintritts- sowie Fluidaustrittstemperatur wird mit Hilfe von kalibrierten Pt100 Sensoren, die in Temperaturmessköpfe integriert sind, gemessen. Die Umgebungstemperatur wird durch kalibrierte Pt100 Sensoren erfasst, die durch ein aktiv belüftetes Gehäuse vor Strahlungseinflüssen geschützt sind. Es werden 2 dieser Sensoren ca. 10 cm oberhalb der Apertur seitlich am unteren und oberen Ende des Kollektors angebracht. Durch eine präzise geregelte Klimatisierung des Versuchsgebäudes kann die Umgebungstemperatur in einem Temperaturbereich zwischen 18 °C und 30 °C auf einen etwa ± 0,3 K genau gehalten werden. Ein Querstromlüfter sorgt für künstlich erzeugten Wind oberhalb der Apertur.

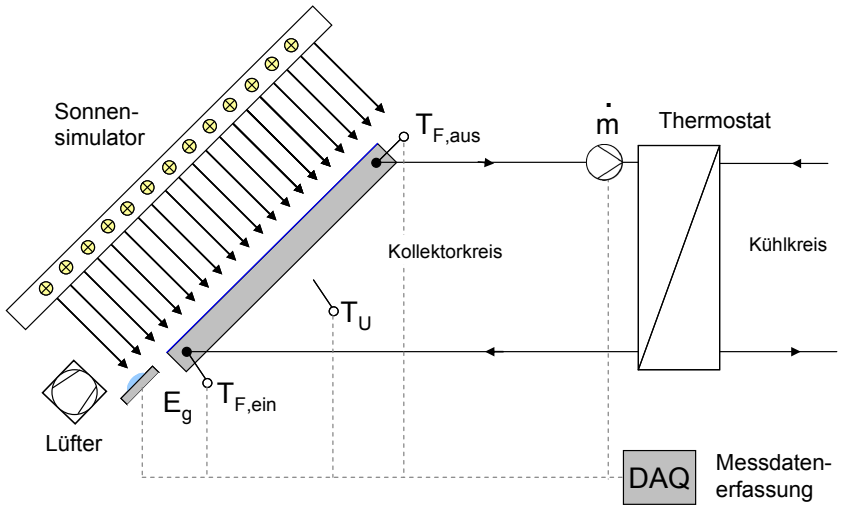


Abbildung 6.2: Versuchsaufbau zur Wärmeleistungsmessung im Sonnensimulator.

Die künstliche Bestrahlung wird mit Hilfe eines Lampenfeldes, bestehend aus 234 Halogenlampen mit Kaltlichtspiegel (Typ *Phillips 13117*, 17V, 150W) erzeugt. Dieser Lampentyp besitzt einen spektralselektiven Spiegel, der die Spektralverteilung sowie die Strahlstärkeverteilung günstig beeinflusst. Eine schematische Seitenansicht des Sonnensimulators zeigt Abbildung 6.3. Die Lampen erzeugen durch ihre hohe Temperatur eine langwellige Bestrahlungsstärke ($\lambda > 2500$ nm), die deutlich über der bei natürlichen Umgebungsbedingungen liegt. Um diese Strahlung von der Testebene abzuschirmen, sind

unterhalb der Lampenfläche 2 Acrylglasplatten angebracht. Der sich ergebende Kanal wird mit kalter Luft gekühlt. Da Acrylglas die langwellige Strahlung absorbiert, dient die untere der beiden Platten dem Kollektor als Gegenstrahler. Somit wird eine effektive Himmelstemperatur erzeugt, die etwa 5 K bis 10 K unterhalb der Umgebungstemperatur liegt (Rockendorf 1990).

Der Wirkungsgrad wird bei unterschiedlichen Fluideintrittstemperaturen jeweils im stationären Zustand nach (Gl. 5.20) ermittelt. Neben den bereits erläuterten Messgrößen fließt hier die Aperturfläche ein. Diese wird mit Hilfe eines Maßbandes durch Messen der Länge und der Breite an insgesamt 12 Positionen ermittelt.

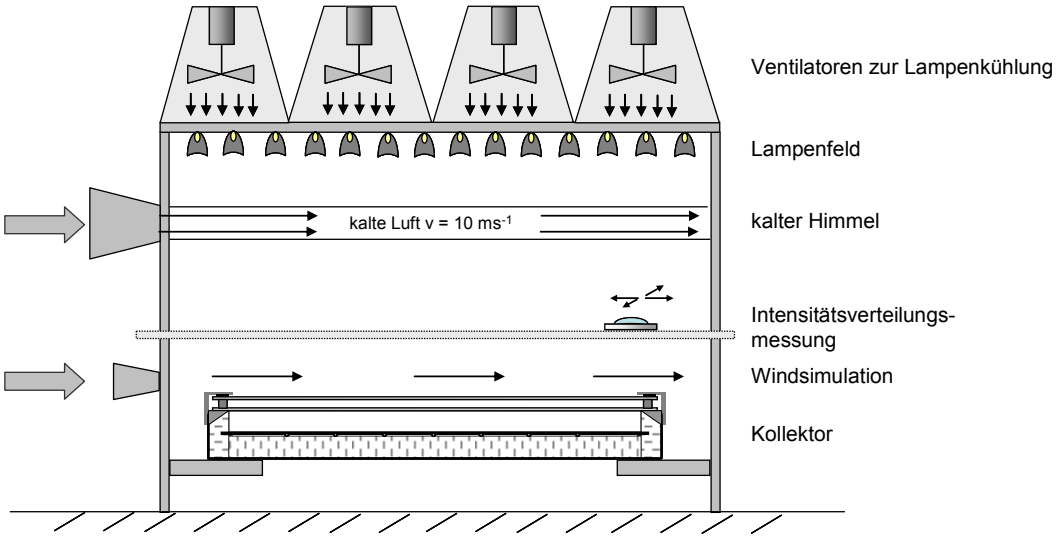


Abbildung 6.3: Schematische Seitenansicht des ISFH Sonnensimulators SuSi I nach (Rockendorf 1990).

Die wesentlichen Randbedingungen für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Kollektorleistungsmessungen sind in Tabelle 6.1 dargelegt. Den gesamten Messaufbau zeigt Abbildung 6.4.

Tabelle 6.1: Randbedingungen der Kollektorleistungsmessungen

Bezeichnung	**Wert**
Fluidmassenstrom m_F	250 kg/h
Umgebungstemperatur T_U	25 ± 0,3 °C
mittlere Windgeschwindigkeit v_W	3,2 ±0,2 m/s
Bestrahlungsstärke E_g	890 W/m²
Kollektorneigungswinkel φ	45°
Fluideintrittstemperaturen	23 °C, 86 °C , 116 °C , 150 °C

Für diese experimentellen Untersuchungen wurde ein Versuchskollektor aus am Markt verfügbaren Komponenten konstruiert und gebaut. Eine CAD-Darstellung des Kollektors

zeigt Abbildung 6.5. Der Kollektor erlaubt eine Variation des Abstandes zwischen Absorber und transparenter Abdeckung und kann Verglasungen mit unterschiedlichen Scheibenabständen aufnehmen. Mit dem Versuchskollektor soll untersucht werden, wie sich eine Variation der beschriebenen Abstände auf den Wirkungsgrad auswirkt. Um den Anteil der frontseitigen Wärmeverluste an den Gesamtwärmeverlusten des Kollektors zu erhöhen und damit Effekte durch Variation der Kollektorabdeckung besser untersuchen zu können, wird der Kollektor mit einer verstärkten Rückseitendämmung (100 mm) aus Mineralwolle sowie einer Seitendämmung (30 mm) aus Melaminharzschaum ausgestattet.

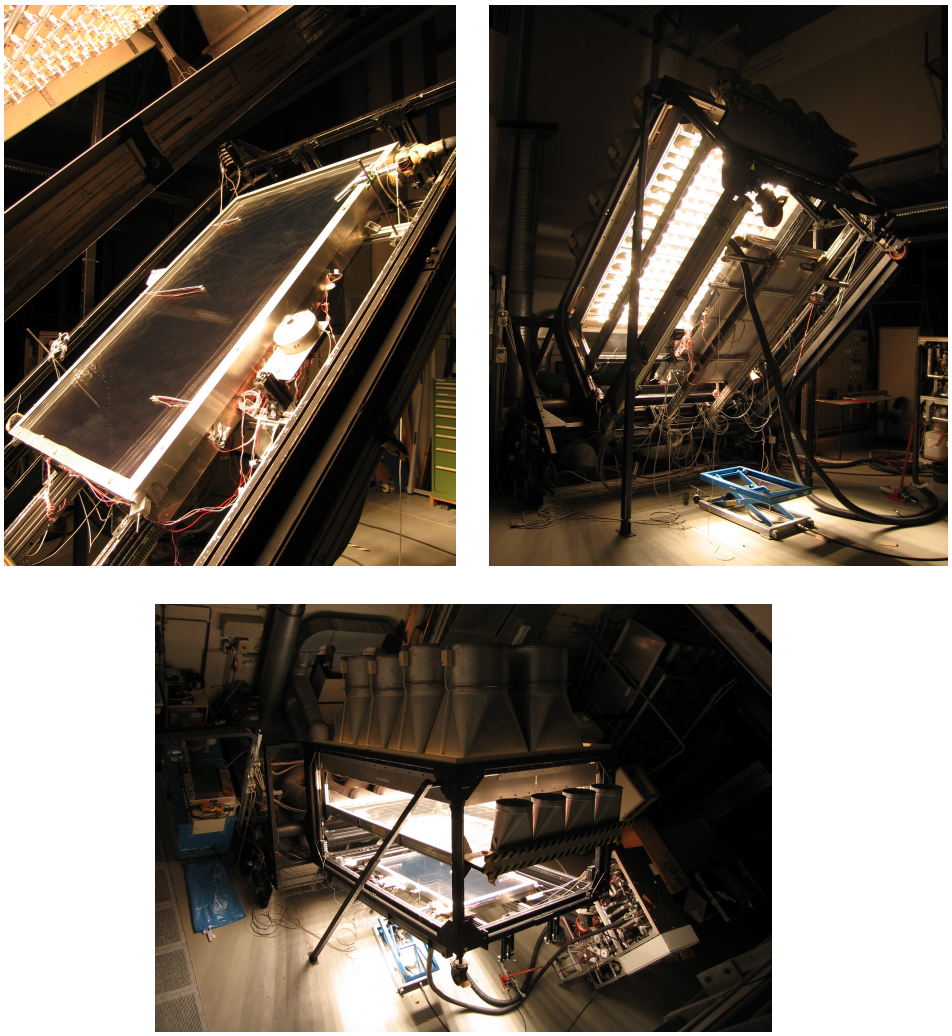


Abbildung 6.4: Bilder des Versuchsaufbaus zur Leistungsmessung im Sonnensimulator.

Als Deckscheibe wird eine beidseitig antireflexbeschichtete Glasscheibe mit einem solaren Transmissionsgrad von $\tau_{solar} = 96\ \%$ eingesetzt. Da die im Projekt entwickelte Low-e Schicht während der Projektlaufzeit nur auf Glasscheiben im Labormaßstab verfügbar ist, wird für den Versuchskollektor als innere Glasscheibe das kommerziell verfügbare *K Glass*™ von Pilkington verwendet. Die *K Glass*™ Beschichtung ist nicht für eine hohe solare Transmission optimiert und zudem nicht auf eisenarmem Glas erhältlich. Ein Vergleich der spektralen optischen Eigenschaften von *K Glass*™ und dem ISFH-Schichtsystem ist in Abbildung 4.7 dargestellt, eine Übersicht der Merkmale der Glasscheiben liefert

Tabelle 6.2. Zur Ermittlung der angegebenen solaren Absorptions- und Transmissionsgrade wurden die Transmissions- und Reflexionsspektren im solaren Spektralbereich (λ = 300 – 2500 nm) mit einem Zweistrahlspektrometer *Cary 5000* aufgenommen und mit dem Sonnenspektrum nach (ISO 9050 2003) gefaltet (vgl. (Gl. 2.29)).

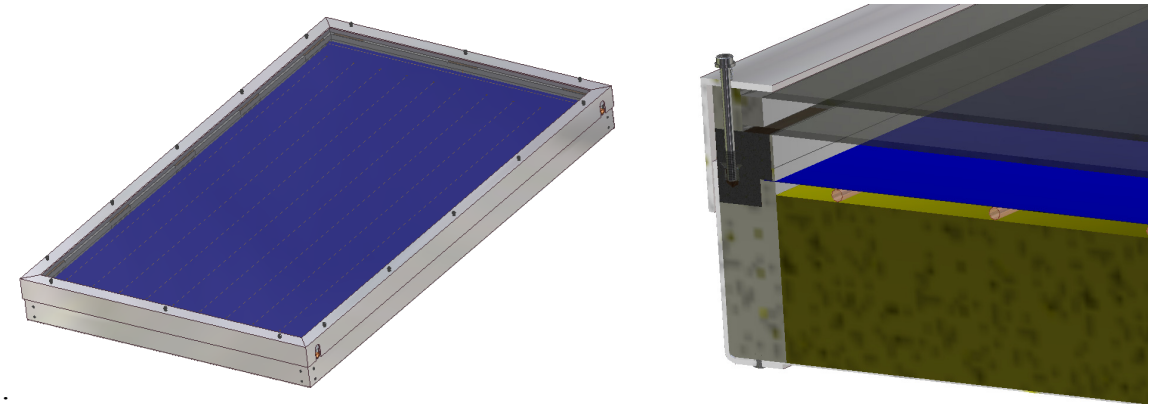


Abbildung 6.5: CAD-Darstellung des Versuchskollektors

Tabelle 6.2: Merkmale der verwendeten Glasscheiben

Merkmal	**Einheit**	**Äußere Glasscheibe**	**Innere Glasscheibe**
Hersteller		Centrosolar Glas GmbH & Co. KG	Pilkington Deutschland AG
Bezeichnung		Centrosol HiT C+	K Glass™
Format	mm x mm	1845 x 1125	1845 x 1125
Dicke	mm	4	4
Eigenschaften		thermisch vorgespannt	thermisch vorgespannt
Beschichtung		beidseitig Antireflex	einseitig Low-e
Beschichtungstyp		SiO_2 porös	SnO_2:F
Solarer Absorptionsgrad α_{solar}	%	1,2	18,8
Solarer Transmissionsgrad τ_{solar}	%	96,0	70,7
Emissionsgrad ε	%	83,7	18,8[14]

[14] Aufgrund der spektralen Selektivität der beschichteten Seite ist der Emissionsgrad temperaturabhängig. Der hier angegebene Wert gilt für eine Oberflächentemperatur von 20 °C, bei 100 °C werden 19,6 % erreicht

Die für die Messungen verwendeten Isolierverglasungen sind mit einem industriell gefertigten Randverbund aus modifiziertem Butyl als Primärdichtung und Abstandhalter sowie einer Sekundärdichtung aus Silikon ausgestattet. Der Randverbundaufbau wird in Abschnitt 8 detailliert vorgestellt.

Der Absorber ist ein marktüblicher Kupfer-Absorber mit einer hochselektiven Beschichtung und einer harfenförmigen Verrohrung mit einem Rohrabstand von 100 mm. Die Verrohrung ist durch Laserschweißen mit dem Absorberblech verbunden. Der solare Absorptionsgrad α_{solar} der Absorberbeschichtung beträgt 93,9 %[15], der hemisphärische Emissionsgrad ε bei 100 °C beträgt 5,1 %[16]. Um den Absorber in jedem Betriebszustand in Position zu halten, wird er über vier an den Ecken des Absorbers angebrachte Federn im Gehäuse aufgespannt.

6.2.1.1 Wirkungsgradkennlinien

In einer ersten Messreihe wurde untersucht, wie sich unterschiedliche Abstände zwischen Absorber und Verglasung sowie zwischen den Glasscheiben des Kollektors auf die Wirkungsgradkennlinie auswirken. Die Abstände wurden innerhalb einer großen Bandbreite variiert:

- Abstand Absorber-Verglasung: 10 mm; 22,5 mm; 35 mm
- Scheibenabstand: 10 mm; 17,5 mm; 25 mm (Luft als Füllgas)

Die geringsten Wärmeverlustkoeffizienten ergaben sich innerhalb dieser Messreihe für einen Abstand zwischen Absorber und Verglasung von 35 mm und einem Scheibenabstand von 10 mm.

Auf Grundlage dieser Ergebnisse wurden weitere Abstandsvariationen in einem engeren Raster durchgeführt. In Abbildung 6.6 sind drei Wirkungsgradkennlinien für Kollektorkonfigurationen mit einer Argon gefüllten Verglasung (Scheibenabstand 7,8 mm) und unterschiedlichen Abständen (19,5 mm, 25 mm, 31 mm) zwischen Absorber und Verglasung dargestellt. Die Wirkungsgradkennlinien weichen im dargestellten Bereich um maximal 1,8 % (absolut) voneinander ab. Der Konversionsfaktor η_0 steigt mit sinkendem Abstand von Absorber und unterer Glasscheibe (AG-Abstand) an. Die Ursache dafür ist die hohe Absorption in der unteren Glasscheibe, die diese unter Bestrahlung stark erwärmt. Infolgedessen ist bei einer Temperaturdifferenz zwischen Fluid und Umgebung $\Delta T_F < 45$ K die Temperatur der inneren Glasscheibe höher als die Absorbertemperatur, wie Abbildung 6.7 zeigt. Bei $\Delta T_F = 0$ K liegt die Temperatur der unteren Glasscheibe 30 K über der Absorbertemperatur. In diesem Fall entsteht ein Wärmestrom von der inneren Glasscheibe zum Absorber, sodass ein Teil der in der inneren Glasscheibe absorbierten

---

[15] Mit Zweistrahlspektrometer *Cary 5000* gemessen, Spektrum AM 1,5 nach ISO 9050

[16] Aus dem am FTIR-Spektrometer gemessenen Reflexionsspektrum nach (Gl. 2.28) in ein Absorptions- bzw. Emissionsspektrum umgerechnet und mit der entsprechenden Spektralverteilung des Schwarzköperspektrums gefaltet (Gl. 2.30).

Solarstrahlung in Form eines sekundären Wärmestroms zum Absorber gelangt und damit zur Nutzleistung des Kollektors beiträgt. Geringe AG-Abstände führen zu einer Verringerung des Wärmetransportwiderstands zwischen unterer Glasscheibe und Absorber und damit zu einer Erhöhung des Konversionsfaktors. Aus gleichem Grund steigen auch die Wärmeverlustkoeffizienten mit geringer werdendem Abstand an.

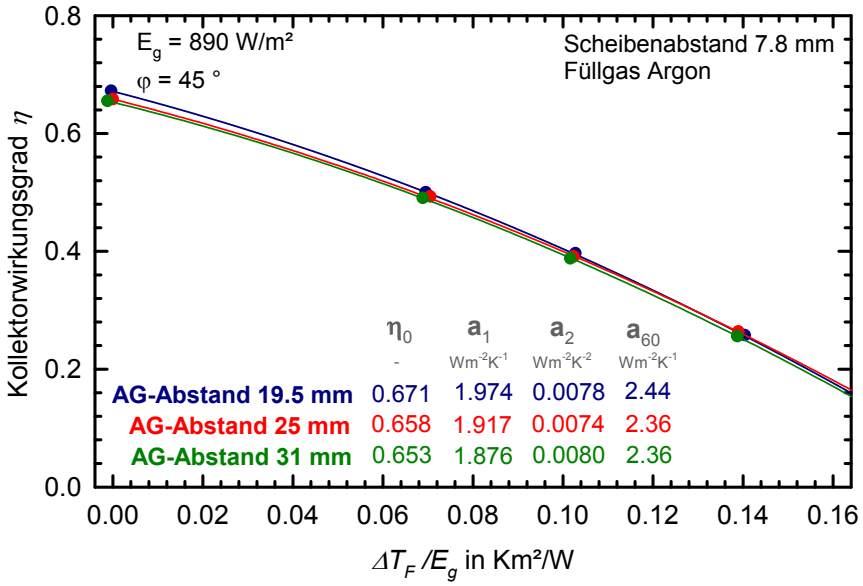


Abbildung 6.6: Wirkungsgradkennlinien für Abstände zwischen Absorber und Verglasung von 19,5 mm bis 31 mm.

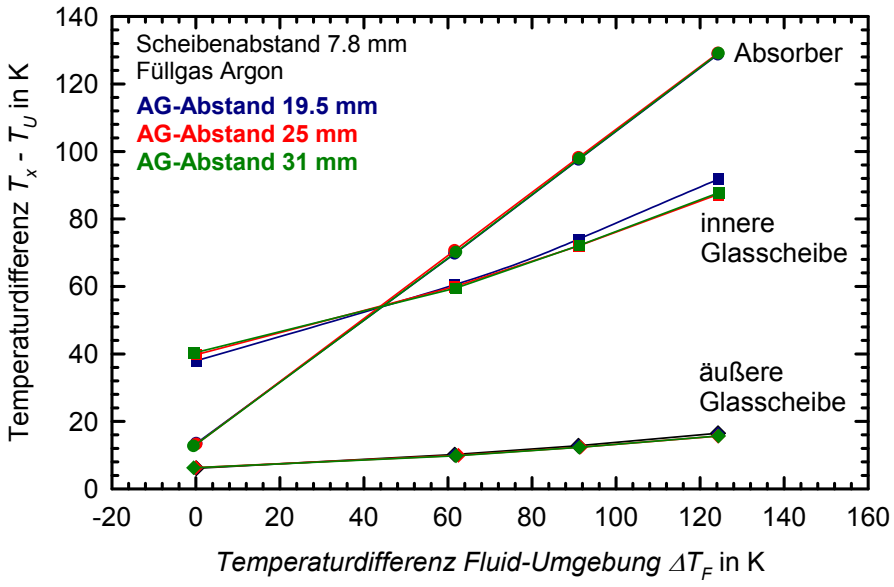


Abbildung 6.7: Mittlere Temperaturen des Absorbers sowie der unteren und oberen Glasscheibe für verschiedene Betriebszustände der Kollektorvarianten aus Abbildung 6.6.

Bei Verwendung der im Projekt entwickelten Low-e Schicht auf einer eisenarmen Glasscheibe liegt die berechnete Temperatur der unteren Glasscheibe aufgrund der deutlich geringeren Absorption ($\alpha_{solar} = 8$ %) bei $\Delta T_F = 0$ K nur maximal 6 K über der Absorbertemperatur, wodurch die beschriebenen Effekte deutlich geringer ausfallen.

Um den Effekt der hohen Absorption in der unteren Glasscheibe auszublenden, werden weitere Untersuchungen zum Einfluss unterschiedlicher Abstände sowie unterschiedlicher Füllgase im Scheibenzwischenraum auf die Wärmeverluste des Kollektors ohne Bestrahlung als Wärmeverlustmessung durchgeführt.

6.3 Wärmeverlustmessungen ohne Bestrahlung

Bei einer Wärmeverlustmessung ohne Bestrahlung wird der unteren Glasscheibe keine Wärme durch absorbierte Solarstrahlung zugeführt, sodass die Temperatur der *K Glass*™ Scheibe eng an der zu erwartenden Temperatur mit einer hochtransmittierenden ISFH-Schicht bei Bestrahlung liegt.

Der verwendete Versuchsaufbau für die Wärmeverlustmessungen ist in Abbildung 6.8 dargestellt. Der Eintritt des Fluidmassentroms erfolgt im Gegensatz zum Messaufbau unter Bestrahlung am oberen Ende des Kollektors. Damit wird wie im bestrahlten Fall, in dem das Fluid in Strömungsrichtung von unten zum oberen Ende des Kollektors hin erwärmt wird, am oberen Ende die höchste Fluidtemperatur im Kollektor erzeugt. Die Messungen werden mit einem Hochtemperatur-Thermostaten bei Fluideintrittstemperaturen bis 150 °C durchgeführt. Die wesentlichen Randbedingungen der Messung (Fluidmassenstrom, Windgeschwindigkeit) sind identisch zu den beschriebenen Leistungsmessungen unter Bestrahlung (vgl. Abschnitt 6.2, Tabelle 6.1)

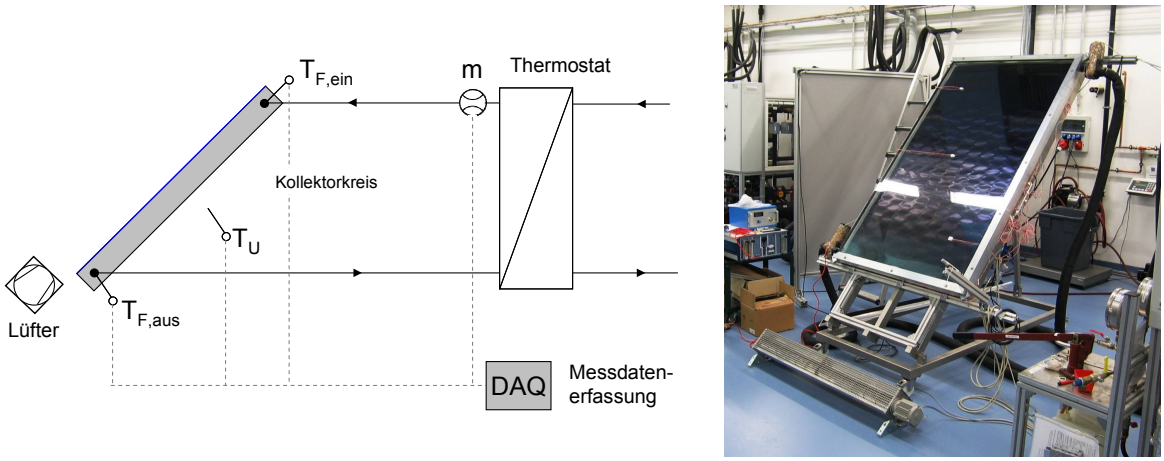


Abbildung 6.8: Versuchsaufbau zur Wärmeverlustmessung.

Der konvektive Wärmetransport in den beiden Gasspalten des Kollektors kann durch empirisch ermittelte Gleichungen beschrieben werden. Üblicherweise wird für Flachkollektoren die Gleichung nach Hollands (1976) verwendet (vgl. (Gl. 5.33)). Der konvektive Wärmeübergang hängt dabei von den Stoffeigenschaften des Gases im Spalt, der Spaltbreite sowie dem Neigungswinkel ab. Wie eingangs erwähnt, haben frühere Untersuchungen (Bartelsen 1993) gezeigt, dass die Anwendung der Hollands-Gleichung in einem Flachkollektor zu einer Unterbewertung der konvektiven Wärmeverluste führt. Um die Konstruktion der transparenten Abdeckung hinsichtlich der Wärmeverluste des Kollektors zu optimieren, werden umfangreiche Messreihen zur Bestimmung der Wärmeverluste unter Variation der Füllgase in der Isolierverglasung, des Scheibenabstands sowie des

Abstands zwischen Absorber und Verglasung durchgeführt. Ferner wird der Einfluss unterschiedlicher Neigungswinkel untersucht.

Zusätzlich werden die konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten in den beiden Gaszwischenräumen des Kollektors experimentell bestimmt und mit den Ergebnissen der aus der Literatur bekannten Modelle verglichen. Dazu werden die Wärmestromdichten in den beiden Zwischenräumen aus einer Energiebilanz ermittelt. Um aus den Wärmestromdichten die Wärmeübergangskoeffizienten zu ermitteln, werden die Oberflächentemperaturen am Absorber und den Glasscheiben gemessen. Die Positionen der Temperatursensoren am Versuchskollektor sind in Abbildung 6.9 dargestellt. An den beiden Glasscheiben werden jeweils drei Temperatursensoren diagonal über die Aperturfläche verteilt angebracht. Deckungsgleich dazu sind die Temperatursensoren am Absorberblech fixiert. Die verwendeten Pt100 Chipsensoren werden an ihren Leitungen mit Cyanacrylatkleber auf die betreffende Oberfläche geklebt. Jeder Sensor wird an seiner Unterseite mit Wärmeleitpaste bestrichen und an die Oberfläche gepresst, um einen guten thermischen Kontakt zu gewährleisten. Zur Umgebung hin befindet sich eine ca. 4 mm dicke Schicht aus Dämmvlies die mit einem Aluminiumklebeband abgeklebt wird. Damit wird der Sensor von der Umgebungstemperatur und von Strahlungseinflüssen abgeschirmt, sodass eine genaue Messung der Oberflächentemperatur möglich wird. Um die mittlere Absorbertemperatur zu erfassen, sind die Temperatursensoren an der nach (Rockendorf 1996) definierten Position zwischen den Rohrleitungen auf der Unterseite des Absorberblechs angebracht.

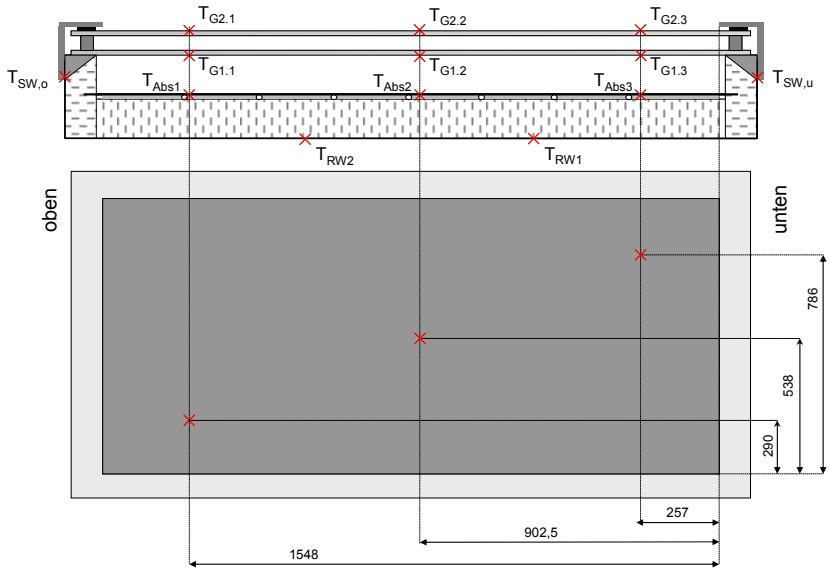


Abbildung 6.9: Position der Temperatursensoren am Versuchskollektor.

6.3.1 Gesamtwärmeverlustkoeffizient

Als Größe zur Bewertung der Wärmeverluste der untersuchten Kollektorvarianten wird der Gesamtwärmeverlustkoeffizient U_V bei unterschiedlichen Temperaturdifferenzen zwischen Fluid und Umgebung im stationären Zustand betrachtet. U_V wird bestimmt durch den Verlustwärmestrom des Kollektors $\dot{Q}_V$ (ermittelt über den im Fluid abgeführten

Wärmestrom zwischen Kollektoreintritt und -austritt), die mittlere Fluidtemperatur T_F, die Umgebungstemperatur T_U und die Aperturfläche A_{Ap}:

$$U_V = \frac{\dot{Q}_V}{(T_F - T_U) A_{Ap}} \qquad \text{(Gl. 6.1)}$$

Variation des Abstands Absorber-Verglasung

Der Spalt zwischen dem Absorberblech und der Verglasung ist, wie bei Flachkollektoren üblich, über Belüftungsbohrungen offen zur umgebenden Atmosphäre ausgeführt. Eine Senkung des konvektiven Wärmetransports durch den Einsatz von Edelgasen anstelle von Luft stellt somit keine Option für diesen Zwischenraum dar.

Es wurden Messungen mit Abständen zwischen Absorber und Verglasung zwischen 19,5 mm und 38 mm durchgeführt. Dabei wurde eine Verglasung mit Argon-Füllung und einem Scheibenabstand von 7,8 mm eingesetzt. Wie Abbildung 6.10 zeigt, haben die untersuchten Abstände nur einen geringen Einfluss auf den Gesamtwärmeverlustkoeffizienten U_V. Dies ist im Einklang mit den Ergebnissen der Messungen unter Bestrahlung (vgl. Abschnitt 6.2.1.1). Bei $\Delta T_F = 60$ K liegt die maximale Differenz der U_V-Werte der untersuchten Varianten bei 0,05 W/(m²K). Insgesamt ergibt sich, dass ein Abstand von 25 mm auch bei großen Werten für ΔT_F die geringsten Wärmeverluste hervorruft. Für weitere Untersuchungen mit unterschiedlichen Scheibenabständen und Füllgasen im Scheibenzwischenraum wird somit ein konstanter Abstand zwischen Absorber und Verglasung von 25 mm gewählt.

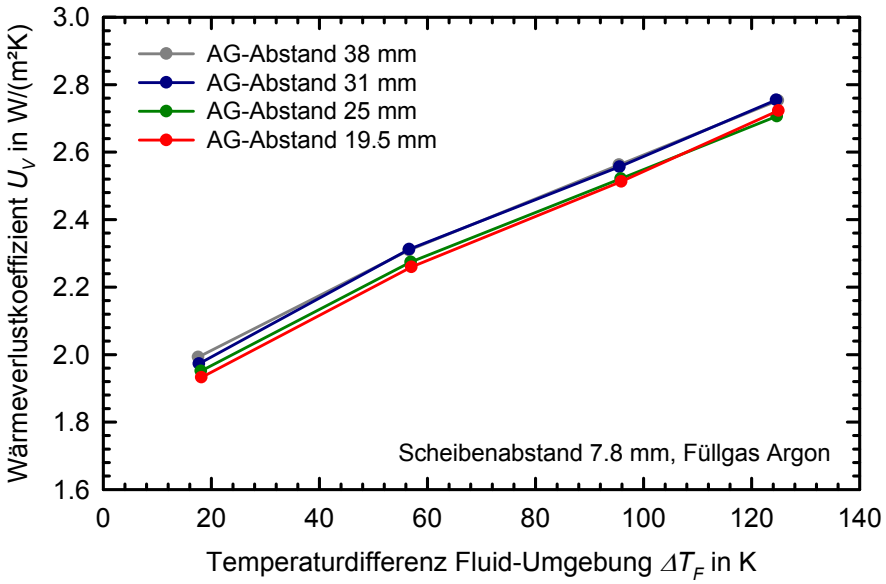


Abbildung 6.10: Gesamtwärmeverlustkoeffizient U_V für die Kollektorkonfiguration mit einer Argon-gefüllten Verglasung (Scheibenabstand 7,8 mm) bei unterschiedlichen Abständen zwischen Absorber und unterer Glasscheibe (AG-Abstand) in Abhängigkeit der Temperaturdifferenz zwischen Fluid und Umgebung.

Variation des Scheibenzwischenraums

Im Scheibenzwischenraum kann der konvektive Wärmetransport durch die Parameter Scheibenabstand und Füllgas der Isolierverglasung konstruktiv beeinflusst werden. Abbildung 6.11 zeigt die konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten in einem um 45° geneigten Spalt für die Füllgase Luft, Argon und Krypton nach dem Modell nach Hollands (1976), jeweils für zwei unterschiedliche Temperaturdifferenzen zwischen oberer und unterer Glasscheibe, die bei typischen Betriebspunkten des Kollektors auftreten. Die einzelnen Kurven weisen jeweils den gleichen charakteristischen Verlauf auf, der bereits anhand von Abbildung 6.1 erläutert wurde. Abbildung 6.11 zeigt, dass nach dem verwendeten Modell der konvektive Wärmeübergangskoeffizient im Scheibenzwischenraum durch den Einsatz von Argon bzw. Krypton anstelle von Luft um ca. 30 % bzw. 40 % gesenkt werden kann. Verantwortlich für die insgesamt geringeren Wärmeübergangskoeffizienten bei den Edelgasen ist deren geringere Wärmeleitfähigkeit im Vergleich zu Luft. Zudem wird deutlich, dass der optimale Spaltabstand, bei dem der Wärmeübergangskoeffizient ein lokales Minimum erreicht, für Argon und besonders für Krypton kleiner als der für Luft ist. Relevant ist hier die kinematische Viskosität der Gase. Da die Edelgase eine geringere kinematische Viskosität aufweisen, wird die kritische Rayleigh-Zahl bei der Konvektion einsetzt schon bei geringeren Spaltabständen erreicht. Die zur Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten notwendigen Stoffdaten wurden (VDI 2006) entnommen.

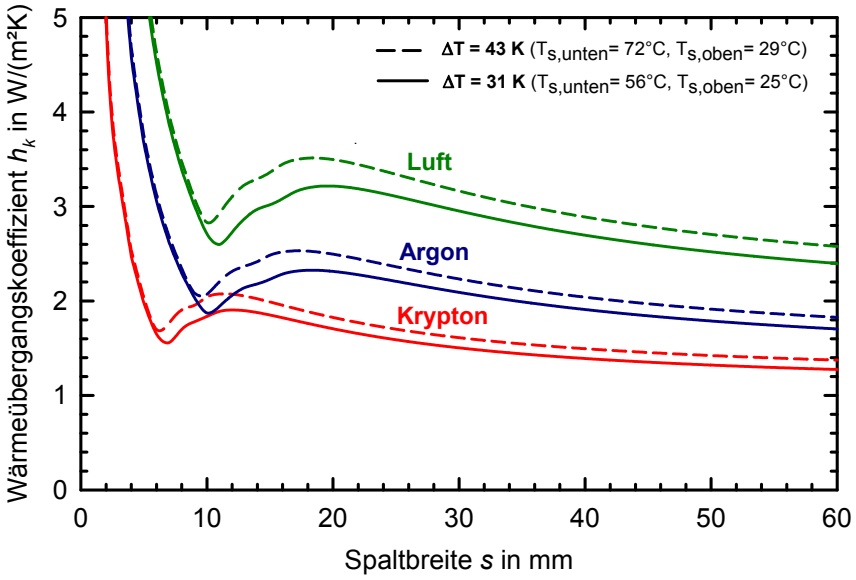


Abbildung 6.11: Berechneter konvektiver Wärmeübergangskoeffizient nach Hollands (1976) für verschiedene Füllgase jeweils bei zwei typischen Kollektorbetriebspunkten (Stoffdaten nach (VDI 2006)).

In Abbildung 6.12 und Abbildung 6.13 sind die Gesamtwärmeverlustkoeffizienten U_V für verschiedene Scheibenabstände mit Luft bzw. mit Argon in Abhängigkeit der Temperaturdifferenz ΔT_F zwischen Fluid und Umgebung dargestellt.

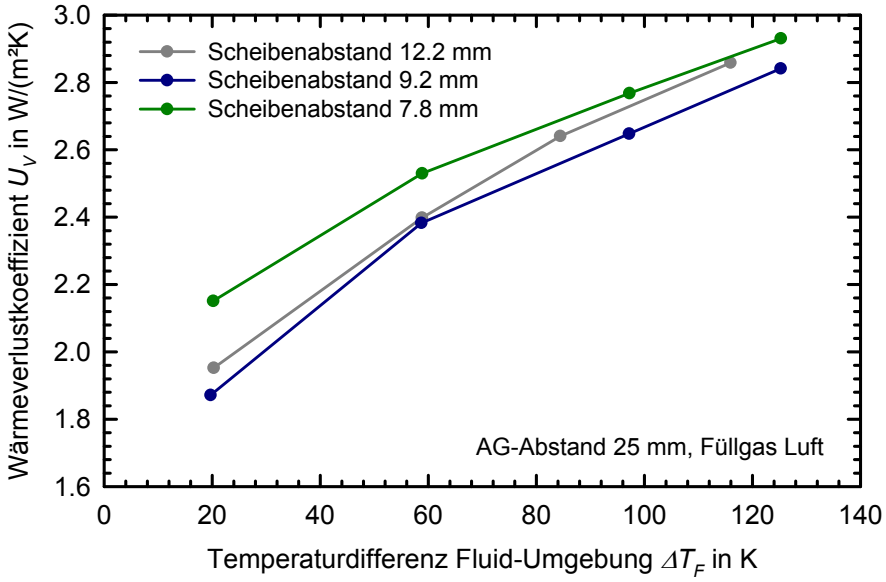


Abbildung 6.12: Gesamtwärmeverlustkoeffizient U_V für Kollektorkonfigurationen mit luftgefüllten Verglasungen bei unterschiedlichen Scheibenabständen (AG-Abstand 25 mm) in Abhängigkeit der Temperaturdifferenz zwischen Fluid und Umgebung.

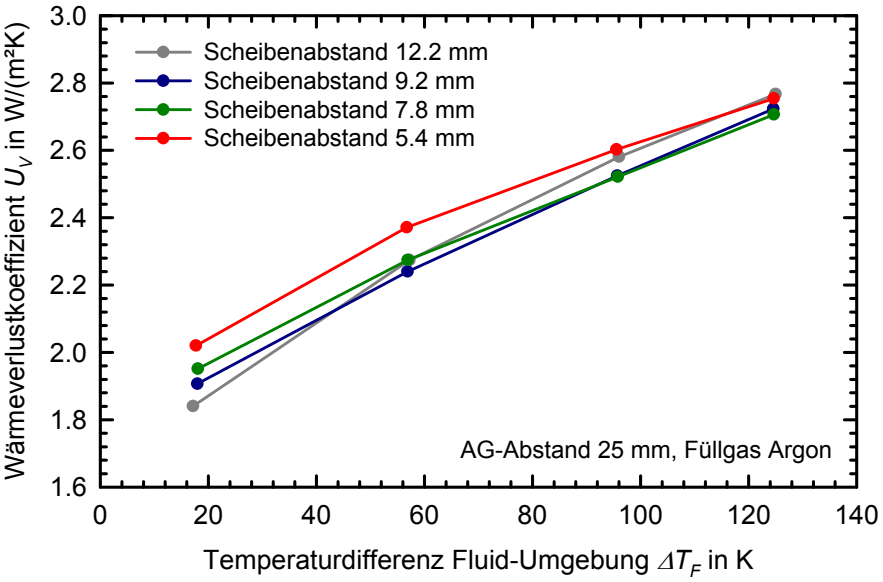


Abbildung 6.13: Gesamtwärmeverlustkoeffizient U_V für Kollektorkonfigurationen mit argongefüllten Verglasungen bei unterschiedlichen Scheibenabständen (AG-Abstand 25 mm) in Abhängigkeit der Temperaturdifferenz zwischen Fluid und Umgebung.

Für die untersuchten Varianten mit Argonfüllung (Abbildung 6.13) treten im Arbeitsbereich die geringsten Wärmeverluste bei einem Scheibenabstand von 9,2 mm bzw. 7,8 mm auf. Im Vergleich dazu bewirken ein größerer Abstand (12,2 mm) sowie ein kleinerer Abstand (5,4 mm) im Arbeitsbereich etwas höhere Verlustkoeffizienten. Diese Tendenz ist im Einklang mit den in Abbildung 6.11 dargestellten Berechnungsergebnissen.

Für die in Abbildung 6.12 dargestellten Wärmeverlustkoeffizienten der luftgefüllten Verglasungsvarianten ergeben sich die geringsten Verluste bei einem Scheibenabstand von 9,2 mm, was ebenfalls zu der Tendenz aus Abbildung 6.11 passt. Dabei ist anzumerken, dass sich die Scheibenabstände temperaturabhängig verändern (vgl. Abschnitt 8.2). Die hier angegebenen Werte für den Abstand werden bei einer mittleren Temperatur im Scheibenzwischenraum von 25 °C bestimmt. Bei einer mittleren Temperaturdifferenz zwischen Fluid und Umgebung von 120 K liegt die mittlere Temperatur im Scheibenzwischenraum bei ca. 60 °C. Dies führt zu einem Anstieg des mittleren Scheibenabstands um 0,8 mm bis 1,4 mm, je nach Ausgangswert.

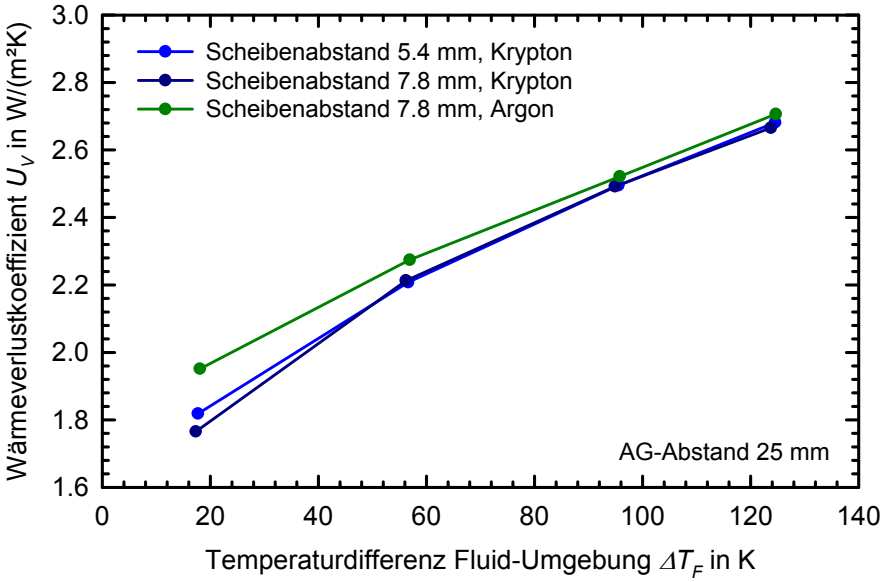


Abbildung 6.14: Gesamtwärmeverlustkoeffizient U_V für Kollektorkonfigurationen mit zwei unterschiedlichen kryptongefüllten Verglasungen und einer argongefüllten Verglasung (AG-Abstand 25 mm) in Abhängigkeit der Temperaturdifferenz zwischen Fluid und Umgebung.

Der Einsatz von Krypton anstelle von Argon im Scheibenzwischenraum kann die Wärmeverluste des Kollektors weiter senken, wie Abbildung 6.14 zeigt. Mit steigender Temperaturdifferenz nimmt der Vorteil der Kryptonfüllung jedoch ab. Wie bereits aus der Betrachtung nach Abbildung 6.11 bekannt, ist der thermisch optimale Scheibenabstand für eine kryptongefüllte Verglasung geringer als der für eine luft- bzw. argongefüllte Verglasung. Durch das geringere Gasvolumen im Scheibenzwischenraum können die mechanischen Belastungen und Verformungen infolge einer temperaturbedingten Ausdehnung des Gases durch den Einsatz von Krypton gesenkt werden. Dies wird anhand theoretischer Betrachtungen in Abschnitt 8.2 erläutert. Das geringere Volumen führt jedoch nicht zu

einer Kostensenkung, da der Preis von Krypton den von Argon um ein Vielfaches übersteigt[17].

Variation des Neigungswinkels

Der Neigungswinkel des Kollektors beeinflusst ebenfalls die Konvektion in den beiden Zwischenräumen und damit die Wärmeverluste, wie bereits in Abschnitt 6.1. angesprochen wurde.

Abbildung 6.15 zeigt den gemessenen Gesamtwärmeverlustkoeffizienten U_V für $\Delta T_F = 60$ K bzw. $\Delta T_F = 80$ K mit einer argongefüllten und mit einer luftgefüllten Verglasung. Ausgehend von den Wärmeverlustkoeffizienten bei 45° Neigung werden die Wärmeverlustkoeffizienten bei steigenden Neigungswinkeln bis 90° (vertikale Ausrichtung) um bis zu 10 % gesenkt, bei sinkendem Neigungswinkel bis 0° (horizontale Ausrichtung) um bis zu 10 % erhöht. Diese Neigungswinkelabhängigkeit kann in Systemsimulationen von Bedeutung sein, wenn z. B. ein bei 45° geprüfter Kollektor in der Fassade eingesetzt wird. Auf einen Vergleich mit der Theorie wird an dieser Stelle verzichtet, da dieser im Detail anhand der konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten in Abschnitt 6.3.2 vorgenommen wird.

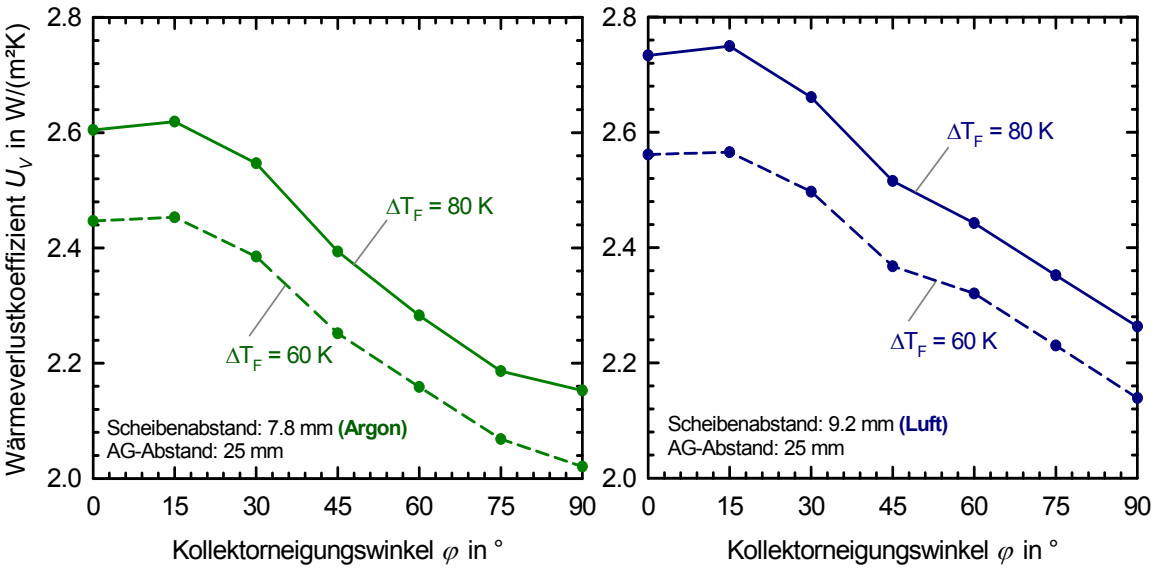


Abbildung 6.15: Gesamtwärmeverlustkoeffizient U_V für eine Kollektorkonfiguration mit argongefüllter (l.) bzw. mit luftgefüllter (r.) Verglasung in Abhängigkeit des Neigungswinkels.

Zusammenfassend ergeben sich folgende Erkenntnisse aus den vorgestellten experimentellen Untersuchungen:

[17] Kostenvergleich: Krypton: 0,3 €/l; Argon: 0,3 ct/l, bei einer Verglasung mit 8 mm Scheibenabstand (Argon) und 6 mm Scheibenabstand (Krypton) und einem Format von 2 m² ergeben sich Mehrkosten von ca. 2 € pro m² Kollektorfläche

- Der Abstand Absorber-Verglasung hat im untersuchten Bereich zwischen 19,5 mm und 38 mm (Neigung 45°) nur einen sehr geringen Einfluss auf die Wärmeverluste des Kollektors. Dies gilt sowohl für Messungen unter Bestrahlung als auch für Wärmeverlustmessungen ohne Bestrahlung. Im unbestrahlten Fall bei $\Delta T_F = 100$ K variiert U_V um maximal 0,05 W/(m²K). Die geringsten Wärmeverluste wurden bei einem Abstand von 25 mm ermittelt.
- Für Luft als Füllgas ergibt der Scheibenabstand von 9,2 mm für die untersuchten Varianten die geringsten Wärmeverluste (Neigung 45°). Dies stimmt qualitativ mit den Ergebnissen nach dem Hollands-Modell überein.
- Für Argon als Füllgas ergibt der Scheibenabstand von 7,8 mm die geringsten Wärmeverluste (Neigung 45°). Dies stimmt ebenfalls qualitativ mit den Ergebnissen nach dem Modell von Hollands überein. Somit ist das Hollands-Modell geeignet, um den optimalen Scheibenabstand für die Füllgase Argon und Luft auszulegen. Im Vergleich zu Luft führt Argon zu einer Senkung des Gesamtwärmeverlustkoeffizienten von ca. 6 – 8 %.
- Krypton als Füllgas führt nicht zu einer deutlichen Verringerung der Wärmeverluste. Im Vergleich zu der besten Konfiguration mit Argon kann der Gesamtwärmeverlustkoeffizient bei $\Delta T_F = 100$ K um 0,05 W/(m²K) gesenkt werden. Aufgrund der erheblich höheren Kosten erscheint eine wirtschaftliche Anwendung in Kollektorverglasungen daher fraglich.

6.3.2 Konvektive Wärmeübergangskoeffizienten in den Zwischenräumen

Um die freie Konvektion in den Zwischenräumen des Versuchskollektors zu untersuchen, werden am Versuchskollektor die konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten experimentell bestimmt und mit Modellen aus der Literatur verglichen. Das Ziel ist die Eignung des Modells nach Hollands zur quantitativen Beschreibung des konvektiven Wärmetransports im Kollektor zu prüfen und gegebenenfalls Korrekturen abzuleiten, die in die Modellierung einfließen.

Im Folgenden wird das Verfahren zur Bestimmung der konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten erläutert. Anschließend werden die erzielten Ergebnisse vorgestellt und bewertet.

Bestimmung der Wärmeübergangskoeffizienten

Die konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten in den beiden Zwischenräumen des Kollektors $h_{k,Abs\text{-}G1}$ und $h_{k,G1\text{-}G2}$ sind wie folgt definiert:

$$h_{k,Abs-G1} = \frac{\dot{Q}_{Abs-G1}}{(T_{Abs} - T_{G1,u})A_{Ap}} - h_{s,Abs-G1} \qquad \text{(Gl. 6.2)}$$

$$h_{k,G1-G2} = \frac{\dot{Q}_{G1-G2}}{(T_{G2,u} - T_{G1,o})A_{Ap}} - h_{s,G1-G2} \qquad \text{(Gl. 6.3)}$$

mit

$\dot{Q}_{Abs-G1}$	Wärmestrom vom Absorber zur unteren Glasscheibe
$\dot{Q}_{G1-G2}$	Wärmestrom von der unteren zur oberen Glasscheibe
T_{Abs}	mittlere Absorbertemperatur
$T_{G1,u}$	mittlere Temperatur auf der Unterseite der unteren Glasscheibe
$T_{G1,0}$	mittlere Temperatur auf der Oberseite der unteren Glasscheibe
$T_{G2,u}$	mittlere Temperatur auf der Unterseite der oberen Glasscheibe
A_{Ap}	Aperturfläche
$h_{s,Abs-G1}$	Wärmeübergangskoeffizient durch Strahlung zwischen Absorber und unterer Glasscheibe
$h_{s,G1-G2}$	Wärmeübergangskoeffizient durch Strahlung zwischen unterer und oberer Glasscheibe

Die Temperaturen T_{abs}, $T_{G1,u}$ und $T_{G2,o}$ werden durch die am Absorber und der Verglasung angebrachten Temperatursensoren ermittelt. Auf den Innenoberflächen der Verglasung $T_{G1,o}$ und $T_{G2,u}$ können mit der ermittelten Wärmestromdichte durch die Verglasung und der Wärmeleitfähigkeit der Glasscheiben aus den außen an der Verglasung gemessenen Temperaturen die Temperaturen der Innenoberflächen berechnet werden. Die strahlungsabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten $h_{s,Abs-G1}$ und $h_{s,G1-G2}$ werden nach (Gl. 5.38) aus den bekannten Oberflächentemperaturen und Emissionsgraden berechnet.

Die Wärmeströme $\dot{Q}_{Abs-G1}$ und $\dot{Q}_{G1-G2}$ können mit Hilfe einer Energiebilanz am Kollektor im stationären Zustand ermittelt werden. Die in der Bilanzierung verwendeten Wärmeströme sind in Abbildung 6.16 dargestellt. Zur Ermittlung von Q_{Abs-G1} wird eine Energiebilanz für den Zwischenraum Absorber-Verglasung aufgestellt:

$$\dot{Q}_V = \dot{Q}_{Abs-G1} + \dot{Q}_G \qquad \text{(Gl. 6.4)}$$

Entsprechend wird für den Scheibenzwischenraum folgende Bilanz aufgestellt:

$$\dot{Q}_V = \dot{Q}_{G1-G2} + \dot{Q}_G + \dot{Q}_R \qquad \text{(Gl. 6.5)}$$

Q_V ist dabei der Verlustwärmestrom im Fluid zwischen Kollektoreintritt und –austritt, ermittelt über die im Fluidmassenstrom abgeführte thermische Leistung.

$$\dot{Q}_V = \dot{m}_F c_F \left(T_{F,ein} - T_{F,aus}\right) \qquad \text{(Gl. 6.6)}$$

Der Wärmeverluststrom über das Kollektorgehäuse $\dot{Q}_G$ wird mit einer Kombination aus Kalibriermessung und Simulation bestimmt, wie im Folgenden erläutert wird. Der Wärmeverluststrom infolge der geometrischen und materialbedingten Wärmebrücken im Randbereich der Verglasung $\dot{Q}_R$ wird ebenfalls durch eine Simulation ermittelt.

Das Kollektorgehäuse hat eine relativ komplexe Geometrie (Rohrleitungen, Holzstützen als Auflager für die Verglasung, Federn zur Absorberaufspannung), sodass eine genaue

Abbildung der Wärmeverluste über das Gehäuse in einem Simulationsmodell sehr schwierig umzusetzen ist. Daher wird hier der Ansatz gewählt, die Wärmeverluste über das Kollektorgehäuse mit Hilfe einer Kalibriermessung zu bestimmen. Dazu wird anstelle der Verglasung eine Kalibrierplatte aus Polyurethan-Hartschaum mit einer bekannten temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit (vgl. Anhang A.2, Abbildung A.1) auf das Gehäuse aufgesetzt. Es wird eine Plattenstärke von 200 mm gewählt, um den Anteil der Wärmeverluste über die Dämmplatte an den Gesamtwärmeverlusten des Aufbaus möglichst gering zu halten. Die Kalibriermessungen werden unter gleichen Randbedingungen (Windgeschwindigkeit, Fluideintrittstemperaturen) wie die Messungen mit Verglasung im klimatisierten Labor des ISFH durchgeführt.

Der Gesamtwärmeverluststrom $\dot{Q}_{V,kal}$ des Kalibrieraufbaus wird über den Wärmeverluststrom im Fluid analog zu (Gl. 6.6) experimentell bestimmt.

Der Verlustwärmestrom über das Gehäuse $\dot{Q}_{G,kal}$ ergibt sich aus dem experimentell bestimmten Gesamtverluststrom $\dot{Q}_{V,kal}$ und dem Verluststrom über die Dämmplatte $\dot{Q}_{D,kal}$.

$$\dot{Q}_{G,kal} = \dot{Q}_{V,kal} - \dot{Q}_{D,kal} \qquad \text{(Gl. 6.7)}$$

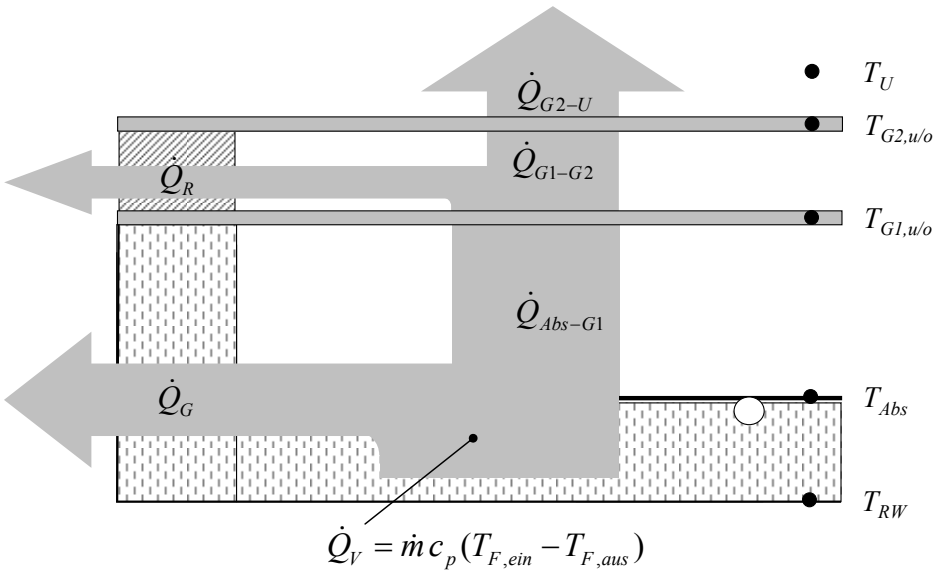


Abbildung 6.16: Wärmeströme im Kollektor bei der Wärmeverlustmessung (schematische Darstellung).

Zur Bestimmung von $\dot{Q}_{D,kal}$ wird der gesamte Kalibrieraufbau in der Software Heat 2 (Blocon 2006) abgebildet. Da die verwendete Kalibrierplatte aus Polyurethan-Hartschaum eine einfach abzubildende Geometrie und eine homogene Materialzusammensetzung aufweist, kann $\dot{Q}_{D,kal}$ inklusive geometrischer Wärmebrücken ohne große Unsicherheiten aus der Simulation bestimmt werden.

Beim Aufbau mit Dämmplatte entsteht im Vergleich zum Aufbau mit Verglasung eine andere Temperaturverteilung in der Seitendämmung des Gehäuses im Bereich der Kon-

taktfläche Dämmplatte/Gehäuse bzw. Verglasung/Gehäuse. Um den Einfluss dieses Effekts auf die Gehäuseverluste zu berücksichtigen, werden die für den Kalibrieraufbau ermittelten Wärmeverluste über das Kollektorgehäuse $\dot{Q}_{G,kal}$ zusätzlich korrigiert, um die Gehäuseverluste des Aufbaus mit Verglasung $\dot{Q}_G$ (vgl. (Gl. 6.4) und (Gl. 6.5)) zu erhalten. Dazu werden die in der Messung verwendeten Kollektoraufbauten mit Verglasung ebenfalls simuliert und die Wärmeverluste über das Gehäuse $\dot{Q}_{G,sim}$ ermittelt. Um $\dot{Q}_G$ zu erhalten, wird die Annahme getroffen, dass das Verhältnis der rein aus der Simulation bestimmten Gehäuseverluste $\dot{Q}_{G,sim}$ zu $\dot{Q}_{G,kal,sim}$ gleich dem Verhältnis von $\dot{Q}_G$ und $\dot{Q}_{G,kal}$ ist. Somit ergibt sich folgender Zusammenhang für $\dot{Q}_G$:

$$\dot{Q}_G = \frac{\dot{Q}_{G,kal,sim}}{\dot{Q}_{G,sim}} \cdot \dot{Q}_{G,kal} \qquad \text{(Gl. 6.8)}$$

Auf den folgenden Seiten werden die nach dem beschriebenen Verfahren experimentell ermittelten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten (vgl. (Gl. 6.2) und (Gl. 6.3)) für die untersuchten Kollektorkonfigurationen dargestellt. Ferner werden die nach dem Nußelt-Modell von Hollands berechneten Wärmeübergangskoeffizienten vorgestellt. Für die Berechnung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten werden die gemessenen Oberflächentemperaturen verwendet.

Es wird wie im vorherigen Abschnitt der Einfluss von unterschiedlichen Abständen, unterschiedlichen Füllgasen und unterschiedlichen Neigungswinkeln auf die konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten untersucht. In den Diagrammen sind die Unsicherheiten der dargestellten Werte mit Hilfe von Fehlerbalken gekennzeichnet. Details zur Fehlerbetrachtung werden im Anhang A.1 erläutert.

Ergebnisse

Abbildung 6.17 zeigt die Ergebnisse für eine Kollektorkonfiguration mit Argon-gefüllter Verglasung, die, abgesehen von Konfigurationen mit Krypton, die geringsten Gesamtwärmeverluste gezeigt hat. Im Zwischenraum Absorber-Verglasung ergibt sich im gesamten untersuchten Temperaturbereich aus der Messung im Vergleich zum Modell ein um 15 % - 20 % höherer Wärmeübergangskoeffizient. Im Scheibenzwischenraum liegen der gemessene und der berechnete Wärmeübergangskoeffizient bis zu $\Delta T_{G1\text{-}G2} = 35$ K auf annähernd einem Niveau. In diesem Bereich liegt die berechnete Nußelt-Zahl bei 1, der Wärmetransport findet ausschließlich durch Wärmeleitung statt. Bei Werten von $\Delta T_{G1\text{-}G2} > 35$ K steigen die gemessenen Werte an, was darauf hindeutet, dass freie Konvektion einsetzt. Nach dem Modell liegt weiterhin nur Wärmeleitung vor. Bei einem $\Delta T_{G1\text{-}G2} = 55$ K liegt der gemessene Wert 20 % über dem berechneten Wert.

Die Gleichung nach Hollands wurde aus Experimenten zur freien Konvektion im geneigten Spalt zwischen ebenen Platten entwickelt. Die experimentellen Untersuchungen wurden an einem Luftspalt zwischen zwei planparallelen Kupferplatten (56 x 61 x 1 cm) durchgeführt. Die untere Platte wird beheizt und die obere Platte wird gekühlt, sodass eine konstante Temperaturdifferenz zwischen den Platten und ein Wärmestrom von unten nach oben erzeugt werden. Der Luftdruck im Spalt konnte von 10 Pa bis 700 kPa variiert wer-

den. Dadurch konnten Rayleigh-Zahlen in einem weiten Bereich variiert werden, ohne den Spaltabstand (d = 1,27 cm) oder die Temperaturdifferenz (ΔT = 12 bis 15 K) deutlich zu ändern. Für die Anwendung der Gleichung gelten als Randbedingungen ein großes Verhältnis von charakteristischer Länge zum Spaltabstand, eine Rayleigh-Zahl Ra im Bereich von unterkritisch bis etwa 10^5, ein Neigungswinkel von horizontal (0°) bis ca. 70°, sowie isotherme Oberflächen (Hollands 1976).

Zwischen Rippenfuß und Rippenkante des hier verwendeten Vollflächenabsorbers mit Harfenverrohrung entsteht jedoch ein deutliches Temperaturprofil quer zur Fluidströmungsrichtung. Diese ungleichmäßige Oberflächentemperaturverteilung scheint der Hauptgrund für die deutlich höheren gemessenen Wärmeübergangskoeffizienten im Zwischenraum Absorber-Verglasung zu sein. Die Ausprägung des Temperaturprofils steigt mit steigender Wärmestromdichte im Absorberblech und damit mit steigendem $\Delta T_{Abs\text{-}G1}$ an. Da auch das Verhältnis von gemessenem zu berechnetem Wärmeübergangskoeffizienten ansteigt, scheint die Ausprägung des Temperaturprofils auch einen Einfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten zu haben. Ferner verfügt das Absorberblech nicht über eine ideal plane Oberfläche wie der Aufbau zur Entwicklung des Modells nach Hollands. Der verwendete Kupferabsorber zeigt örtliche Unterschiede der Position von ca. 2 mm um den Mittelwert, wodurch nach (Varol 2008) ebenfalls die Ausbildung von Konvektionsströmungen begünstigt werden kann.

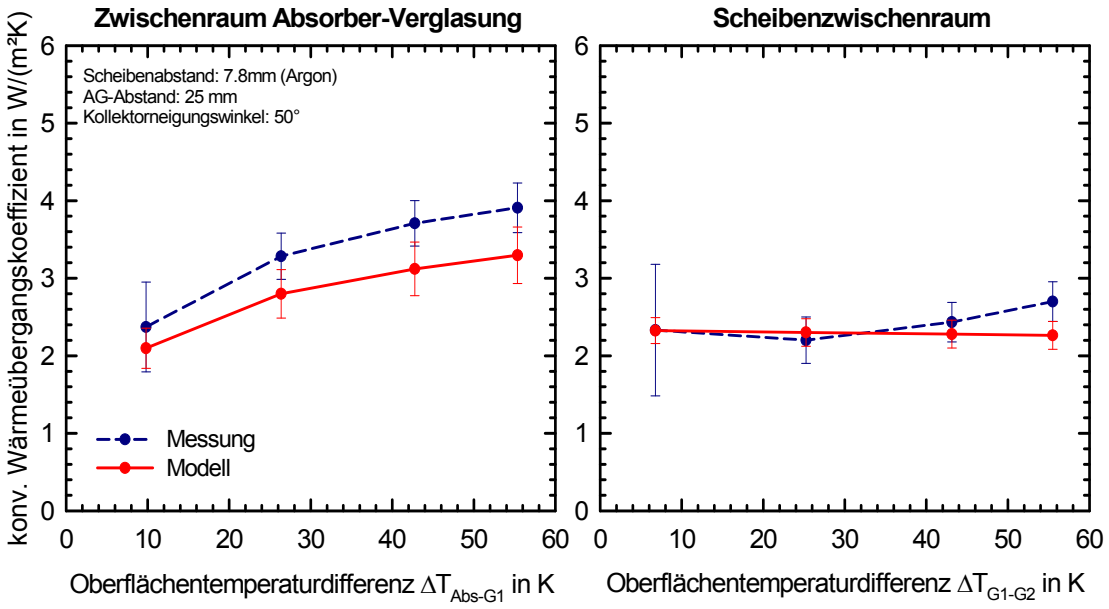


Abbildung 6.17: Gemessene und berechnete konvektive Wärmeübergangskoeffizienten für die Kollektorkonfiguration mit 7.8 mm Scheibenabstand (Argon) und 25 mm AG-Abstand bei unterschiedlichen Oberflächentemperaturdifferenzen; links: Zwischenraum Absorber-Verglasung; rechts: Scheibenzwischenraum.

Der Scheibenzwischenraum wird ebenfalls nicht durch planparallele und isotherme Oberflächen begrenzt. Durch die Ausdehnung des Füllgases bei höheren Temperaturen wölben sich die beiden Glasscheiben. Der dadurch von der Temperatur des Füllgases abhängige Scheibenabstand wird in der Berechnung nach dem Hollands-Modell berücksichtigt,

indem ein temperaturabhängiger mittlerer Scheibenabstand ermittelt wird. Dazu wird das in Abschnitt 8.2 vorgestellte Modell verwendet.

Variation des Abstands zwischen Absorber und Verglasung

In Abbildung 6.18 ist der konvektive Wärmeübergangskoeffizient im Spalt zwischen Absorber und Verglasung über dem Abstand Absorber-Verglasung bei zwei unterschiedlichen Oberflächentemperaturdifferenzen dargestellt. Bereits bei der Auswertung der Gesamtwärmeverlustkoeffizienten U_V im vorherigen Abschnitt hat sich eine geringe Abhängigkeit von U_V vom Abstand ergeben. Diese geringe Abhängigkeit wird auch für den gemessenen konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten festgestellt. Die nach dem Modell ermittelte Senkung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten mit steigendem Spaltabstand ab 25 mm (siehe Abbildung 6.11) kann bei den gemessenen Werten nicht festgestellt werden. Dieses unterschiedliche Verhalten von Modell und Messung hat sich auch bei den in (Bartelsen 1993) veröffentlichten Ergebnissen zum konvektiven Wärmetransport im Flachkollektor gezeigt. Insgesamt liegen die gemessenen Werte für $h_{Abs\text{-}G1}$ 18 – 32 % über den berechneten Werten.

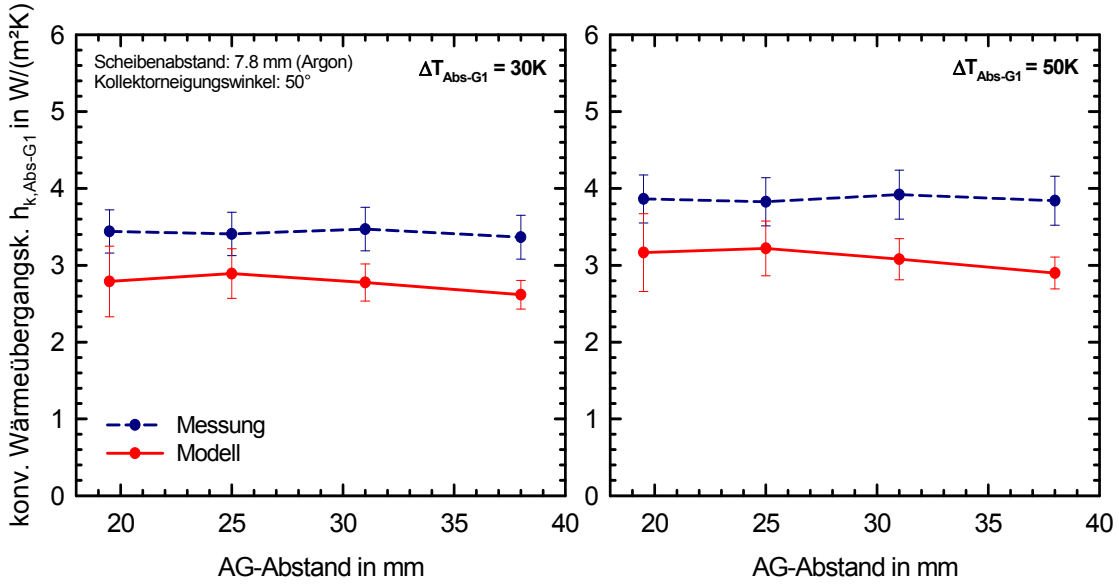


Abbildung 6.18: Gemessene und berechnete konvektive Wärmeübergangskoeffizienten bei unterschiedlichen Abständen zwischen Absorber und Verglasung, Kollektorkonfiguration mit Argon im SZR; konv. Wärmeübergangskoeffizient $h_{k,Abs\text{-}G1}$ im Zwischenraum Absorber-Glas für eine Temperaturdifferenz der Oberflächen $\Delta T_{Abs\text{-}G1}$ von 30 K (links) bzw. 50 K (rechts).

Variation des Scheibenabstands

Abbildung 6.19 zeigt den konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten im luftgefüllten Scheibenzwischenraum in Abhängigkeit des Scheibenabstands. Dabei wurde der Scheibenabstand in Abhängigkeit der mittleren Füllgastemperatur mit Hilfe des in Abschnitt 8.2 vorgestellten Modells ermittelt. Die gemessenen Wärmeübergangskoeffizienten geben sehr gut den qualitativen Verlauf der berechneten Werte wieder. Die Verglasung mit einem Scheibenabstand von 9,2 mm (Abstand bei Füllgastemperatur von 20 °C) erzeugt den geringsten Wärmeübergangskoeffizienten der drei untersuchten Verglasungen. Bei

$\Delta T_{G1\text{-}G2} = 45$ K liegt der gemessene Wärmeübergangskoeffizient bei allen drei untersuchten Verglasungen 15 % über dem berechnetem Wert.

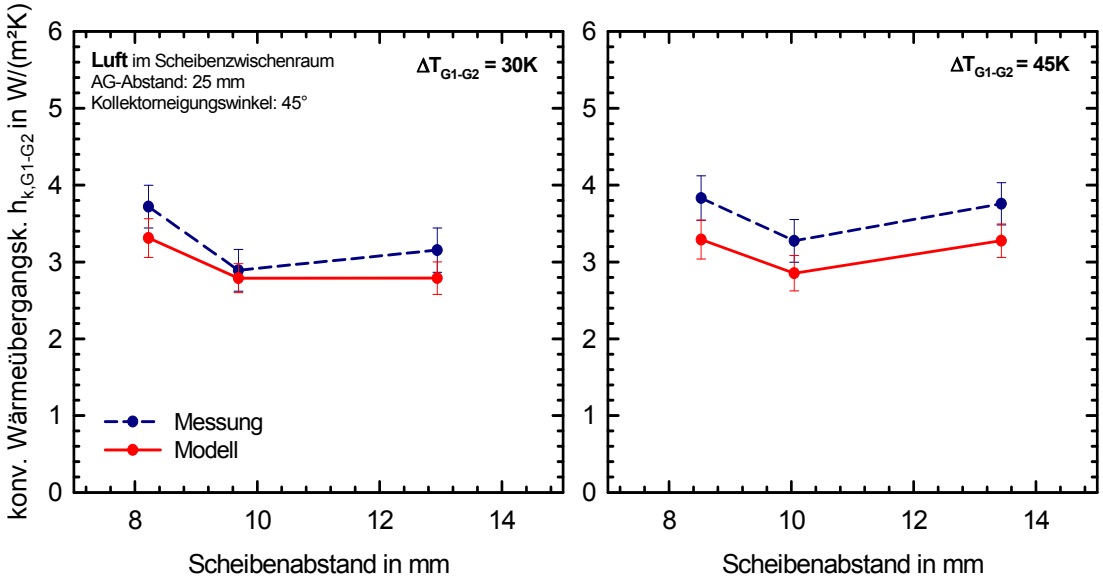


Abbildung 6.19: Gemessene und berechnete konvektive Wärmeübergangskoeffizienten bei unterschiedlichen Abständen zwischen Absorber und Verglasung, Kollektorkonfiguration mit Luft im SZR; konv. Wärmeübergangskoeffizient $h_{k,G1\text{-}G2}$ im Scheibenzwischenraum für eine Temperaturdifferenz der Oberflächen $\Delta T_{G1\text{-}G2}$ von 30 K (links) bzw. 45 K (rechts).

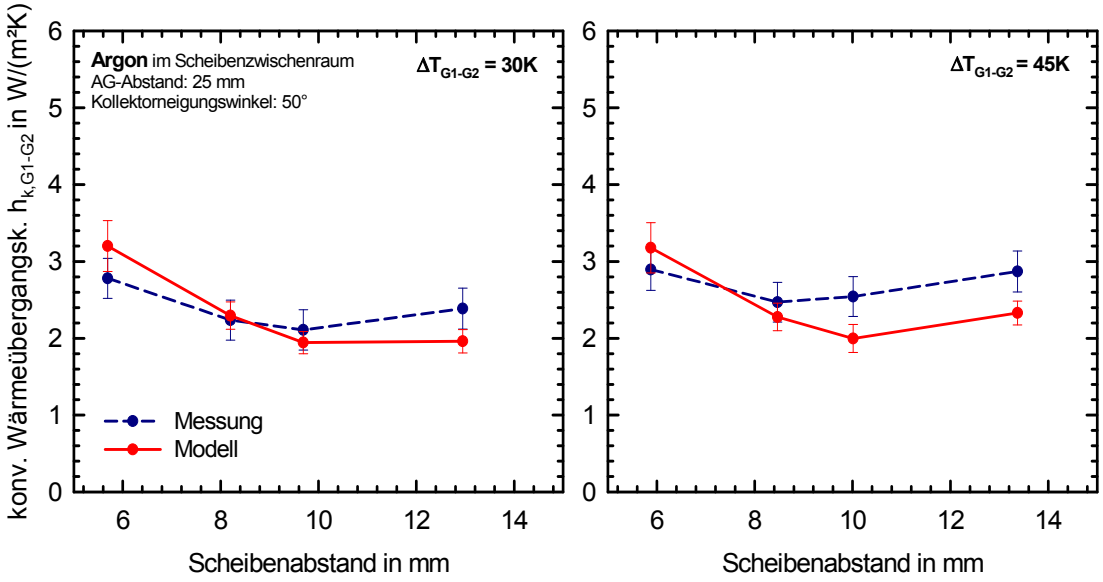


Abbildung 6.20: Gemessene und berechnete konvektive Wärmeübergangskoeffizienten bei unterschiedlichen Abständen zwischen Absorber und Verglasung, Kollektorkonfiguration mit Argon im SZR; konv. Wärmeübergangskoeffizient $h_{k,G1\text{-}G2}$ im Scheibenzwischenraum für eine Temperaturdifferenz der Oberflächen $\Delta T_{G1\text{-}G2}$ von 30 K (links) bzw. 45 K (rechts).

Analog zu Abbildung 6.19 zeigt Abbildung 6.20 die konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten im argongefüllten Scheibenzwischenraum. Die Messung ergibt den geringsten Wärmeübergangskoeffizienten bei $\Delta T_{G1\text{-}G2} = 45$ K für die Verglasung mit einem Schei-

benabstand von 7,8 mm (Abstand bei Füllgastemperatur von 20 °C). Nach dem Modell weist hier die Verglasung mit einem Abstand von 9,2 mm den geringeren Wärmeübergangskoeffizienten auf.

Variation des Neigungswinkels

Der Einfluss des Neigungswinkels auf den gemessenen und berechneten Wärmeübergangskoeffizienten in den beiden Zwischenräumen des Kollektors zeigt Abbildung 6.21 für eine Kollektorkonfiguration mit einer luftgefüllten Verglasung mit 9,2 mm Scheibenabstand. Analog dazu zeigt Abbildung 6.22 die Ergebnisse mit einer argongefüllten Verglasung mit einem Scheibenabstand von 8,4 mm. Für die in den folgenden Abbildungen gezeigten berechneten Wärmeübergangskoeffizienten wurde für Neigungswinkel unter 60° (Gl. 5.33) nach Hollands verwendet, bei Neigungswinkeln von 60° bis 90° die Gleichungen nach El Sherbiny (Gl. 5.34) und Wright (Gl. 5.35).

Der Abstand Absorber-Verglasung wurde bei den Konfigurationen mit Luft und mit Argon im Scheibenzwischenraum auf 25 mm eingestellt. Die Wärmeübergangskoeffizienten im Zwischenraum Absorber-Verglasung zeigen bei beiden Kollektorkonfigurationen (Abbildung 6.21 oben und Abbildung 6.22 oben) annähernd die gleichen Werte, wodurch die gute Reproduzierbarkeit der Messungen verdeutlicht wird. Es zeigt sich, dass bei Neigungswinkeln $\varphi < 45°$ die Differenz zwischen gemessenem und berechnetem Wärmeübergangskoeffizienten ansteigt.

In Abbildung 6.21 unten sind die Wärmeübergangskoeffizienten im Scheibenzwischenraum für die luftgefüllte Kollektorkonfiguration dargestellt. Für $\Delta T_{G1\text{-}G2} = 30$ K und $\varphi > 30°$ ist die berechnete Nußelt-Zahl gleich 1, der Wärmeübergangskoeffizient liegt bei 2,8 W/(m²K). Die gemessenen Werte zeigen in diesem Bereich eine maximale Abweichung von nur 4,5 % zu den berechneten Werten. Falls mit Sicherheit keine Konvektion vorhanden ist, muss dies sowohl aus dem Experiment als auch im Modell nachweisbar sein. Dies ist hier mit geringen Abweichungen gezeigt worden. Somit kann dies als ein Beleg dienen, dass das eingesetzte Verfahren plausibel und relativ genau funktioniert.

Bei Neigungswinkeln zwischen 0° und 30° ist die Nußelt-Zahl $Nu > 1$, hier weisen die gemessenen Übergangskoeffizienten eine größere Abweichung von maximal 12 % zu den berechneten Werten auf. Die Tendenz, dass die Abweichung zwischen berechneten und gemessenen Werten bei $Nu > 1$ im Vergleich zu $Nu = 1$ zunimmt, zeigt sich ebenfalls im Diagramm rechts bei $\Delta T_{G1\text{-}G2} = 45$ K. Diese Erkenntnis lässt sich auf die Wärmeübergangskoeffizienten der argongefüllten Verglasung (Abbildung 6.22 unten) übertragen.

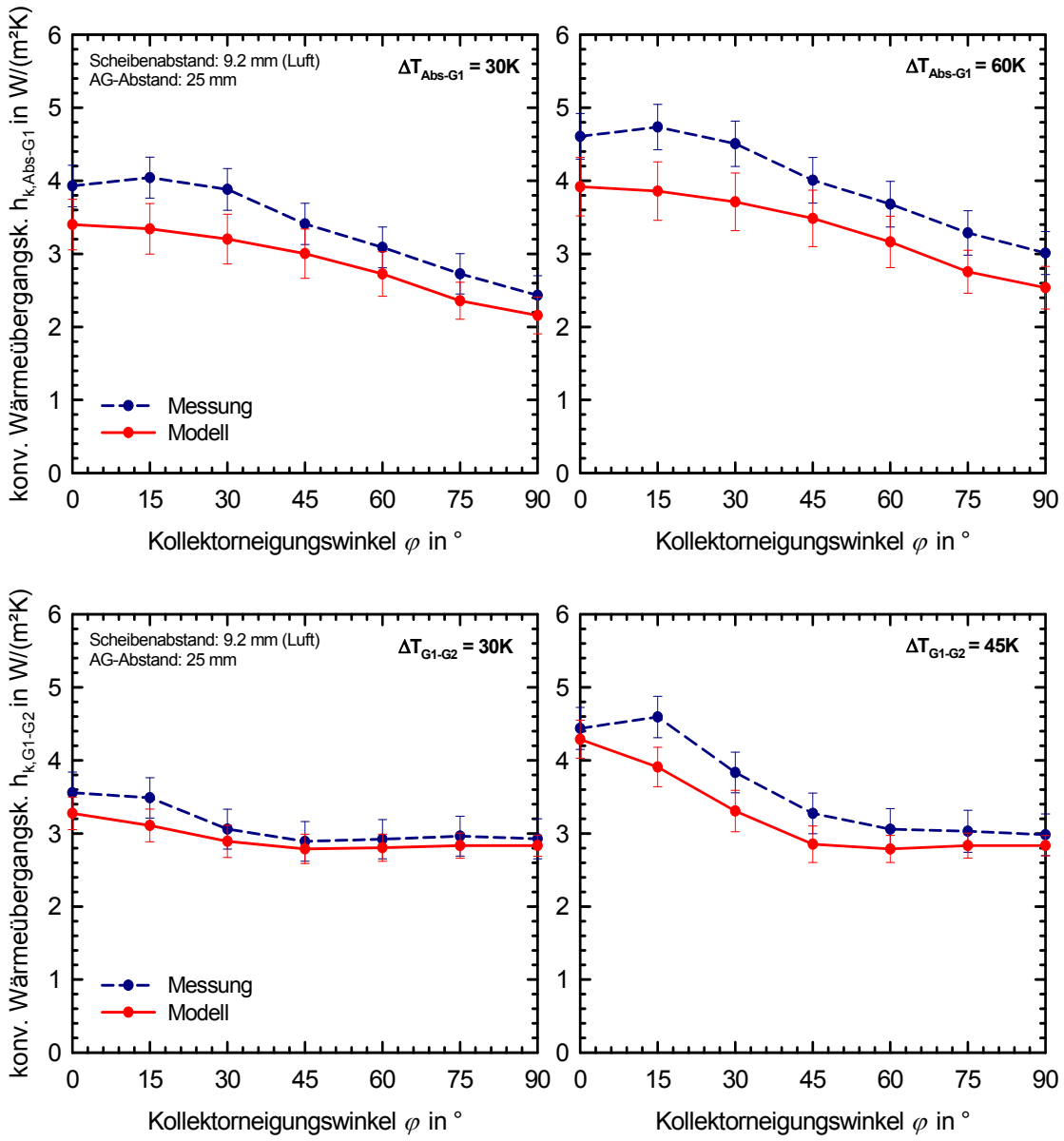


Abbildung 6.21: Gemessene und berechnete konvektive Wärmeübergangskoeffizienten im Vergleich, Kollektorkonfiguration mit Luft im SZR; oben: konv. Wärmeübergangskoeffizient $h_{k,Abs-G1}$ im Zwischenraum Absorber-Glas für eine Temperaturdifferenz der Oberflächen ΔT_{Abs-G1} von 30 K (links) bzw. 60K (rechts); unten: konv. Wärmeübergangskoeffizient $h_{k,G1-G2}$ im Scheibenzwischenraum für eine Temperaturdifferenz der Oberflächen ΔT_{G1-G2} = 30 K (links) bzw. 45 K (rechts).

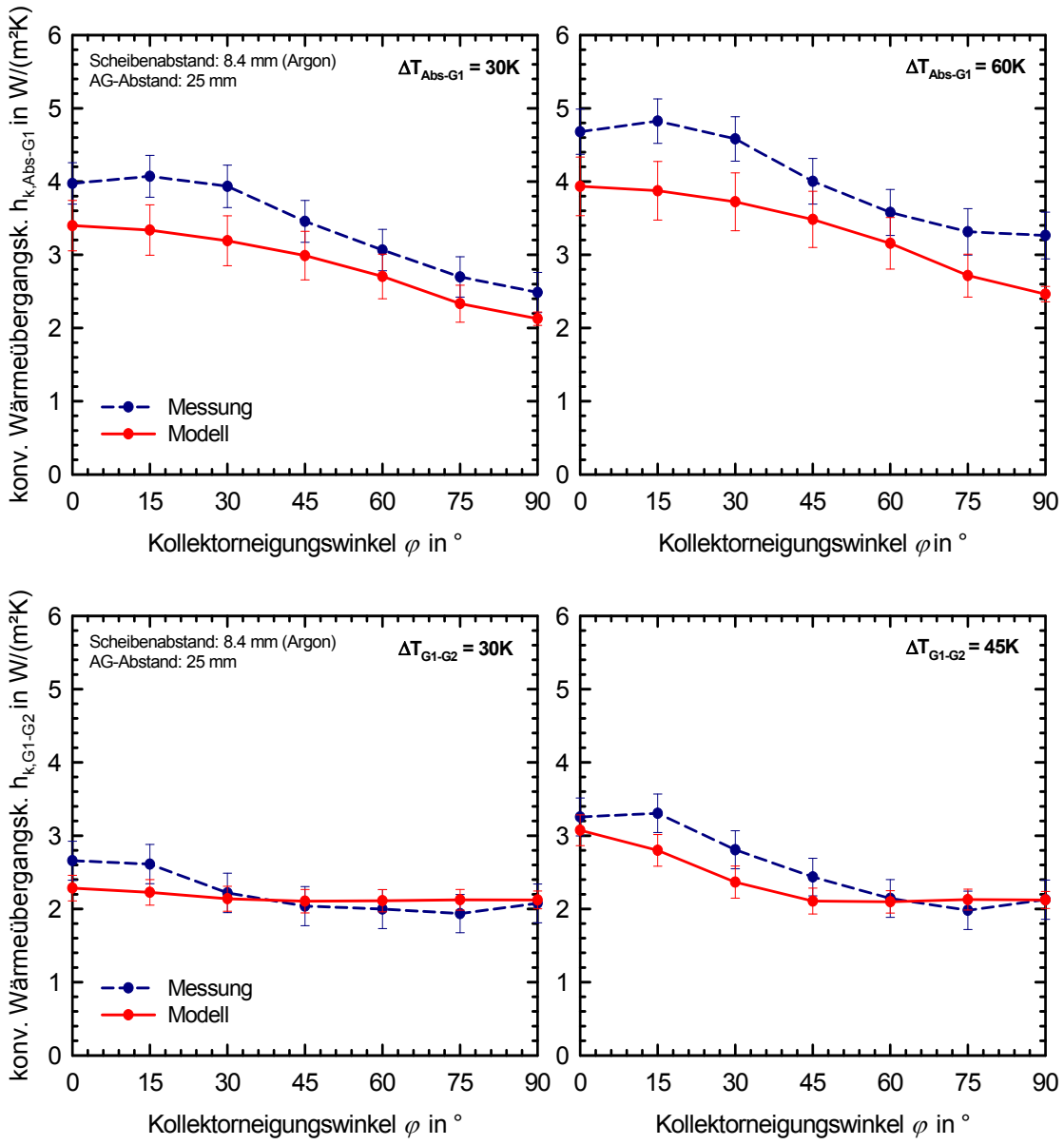


Abbildung 6.22: Gemessenene und berechnete konvektive Wärmeübergangskoeffizienten Kollektorkonfiguration mit Argon im SZR im Vergleich; oben: konv. Wärmeübergangskoeffizient $h_{k,Abs-G1}$ im Zwischenraum Absorger-Glas für eine eine Temperaturdifferenz der Oberflächen ΔT_{Abs-G1} von 30 K (links) bzw. 60K (rechts); unten: konv. Wärmeübergangskoeffizient $h_{k,G1-G2}$ im Scheibenzwischenraum für eine Temperaturdifferenz der Oberflächen ΔT_{G1-G2} = 30 K (links) bzw. 45 K (rechts).

Diskussion der Ergebnisse

Insgesamt hat sich die von Bartelsen (1993) gewonnene Erkenntnis, dass das Modell nach Hollands (1976) den konvektiven Wärmetransport zwischen Absorber und Verglasung unterbewertet, bestätigt. Es wurden zum Teil deutliche Abweichungen zwischen modellierten und im Kollektor gemessenen Wärmeübergangskoeffizienten von bis zu 32 % ($\Delta T = 50$ K) ermittelt. Diese Ergebnisse sind neben dem hier untersuchten Kollektorkonzept auch relevant für herkömmliche einfachverglaste Flachkollektoren und sollten bei Modellierung von konvektiven Wärmeverlusten berücksichtigt werden.

Das von Buchberg (1976) entwickelte Modell führt in einem engen Bereich oberhalb der kritischen Rayleigh-Zahl, am Übergang von Leitung zu Konvektion (vgl. Abbildung 6.1), zu merklich höheren Wärmeübergangskoeffizienten. Hier ist die zu erwartende Abweichung zu den real gemessenen Wärmeübergangskoeffizienten geringer. Da für einen weiten Bereich der Rayleigh-Zahlen jedoch keine signifikanten Abweichungen zum Hollands-Modell bestehen, führt das Buchberg-Modell bei Anwendung im Kollektor ebenfalls zu einer deutliche Unterbewertung des konvektiven Wärmetransports.

Anzumerken ist, dass Experimente in Form einer Wärmeverlustmessung durchgeführt wurden, bei der der Wärmestrom vom Fluid zum Absorber fließt. Bei Betrieb des Kollektors unter Bestrahlung entsteht durch die umgekehrte Wärmestromrichtung (vom Absorber an das Fluid) ein verändertes Temperaturprofil auf dem Absorberblech, das womöglich andere Konvektionsmuster erzeugt. Zudem nimmt bei einer Wärmeverlustmessung mit steigender Fluidtemperatur der Wärme(verlust)strom über den Absorber zu, sodass die Ausprägung des Temperaturprofils ebenfalls zunimmt. Bei Betrieb des Kollektors unter Bestrahlung nimmt der Wärme(gewinn)strom vom Absorberblech zum Fluid mit steigender Fluidtemperatur ab, sodass die Ausprägung des Temperaturprofils auf dem Absorberblech ebenfalls abnimmt.

Auch die gemessenen Wärmeübergangskoeffizienten im Scheibenzwischenraum zeigen vor allem bei hohen Temperaturdifferenzen zwischen den Glasscheiben Abweichungen zum Modell von bis zu 15 %, die ebenfalls für eine Modellierung von Bedeutung sind.

Diese Abweichungen der experimentellen konvektiven Wärmeverlustkoeffizienten von dem Modell nach Hollands finden in Form eines Verstärkungsfaktors, wie in (Gl. 5.37) dargestellt, bei der Kollektormodellierung im Rahmen dieser Arbeit Berücksichtigung.

6.4 Einstrahlwinkelkorrekturfaktor

Die Abhängigkeit des Wirkungsgrads vom Einstrahlwinkel wird durch den Einstrahlwinkelkorrekturfaktor beschrieben, der in Abschnitt 2.2.2 erläutert wurde.

Um den Einstrahlwinkelkorrekturfaktor des Versuchskollektors im Freien zu messen, wird ein nachgeführter Prüfaufbau verwendet (vgl. Abbildung 6.23). Die Messung erfolgt nach den Vorgaben der EN 12975-2. Dabei werden definierte Einstrahlwinkel θ von 0°, 30°, 45°, 50° und 65° eingestellt. Die Messungen werden an dem in Abschnitt 6.2 vorgestellten Versuchskollektor mit *K Glass*™ durchgeführt. Es wird eine argongefüllte Verglasung mit einem Scheibenabstand von 7,8 mm verwendet, der AG-Abstand beträgt 25 mm.

Durch den nachgeführten Prüfaufbau werden ausschließlich gemessene stationäre Werte in der Auswertung des Einstrahlwinkelkorrekturfaktors berücksichtigt. Dies hat den Vorteil gegenüber einer Messung mit einem ortsfesten Prüfaufbau und stetig variierendem Einstrahlwinkel, dass keine kapazitiven Effekte berücksichtigt werden müssen, die zu einer erhöhten Unsicherheit in der Auswertung führen können.

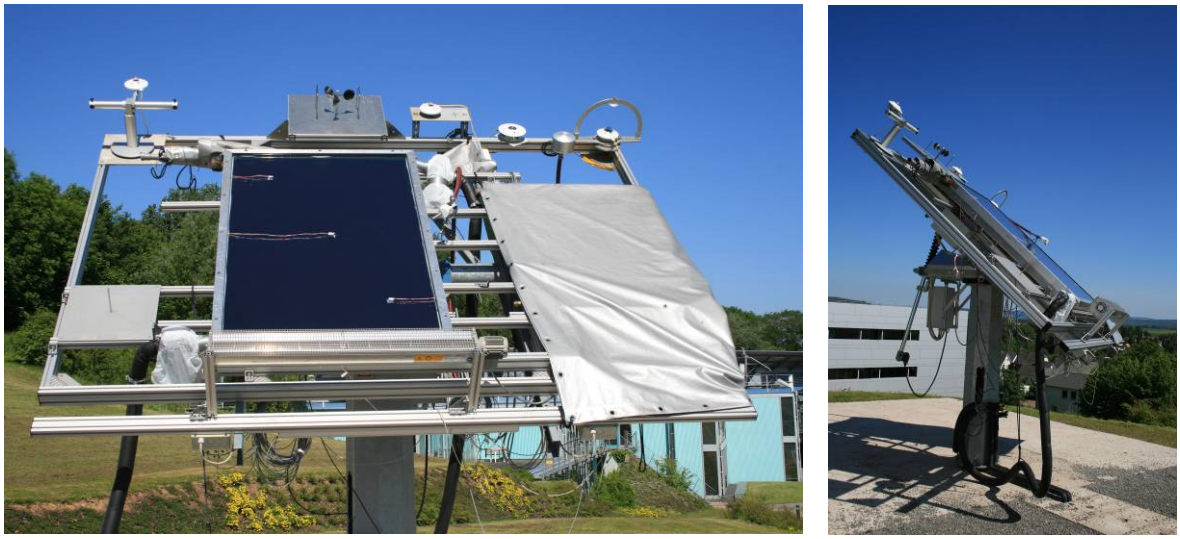


Abbildung 6.23: Versuchskollektor auf dem ISFH Solar-Tracker II.

Der Einstrahlwinkelkorrekturfaktor der Direktstrahlung $K_{\theta b}$ ist definiert als das Verhältnis des Konversionsfaktors $\eta_{00}(\theta)$ bei einem Einstrahlwinkel θ und ausschließlich direkter Einstrahlung zum Konversionsfaktor bei senkrechter und direkter Einstrahlung η_{00}:

$$K_{\theta b}(\theta) = \frac{\eta_{00}(\theta)}{\eta_{00}} \qquad \text{(Gl. 6.9)}$$

Der Verlauf des Einstrahlwinkelkorrekturfaktors der Direktstrahlung $K_{\theta b}$ in Abhängigkeit des Einstrahlwinkels wird für Flachkollektoren üblicherweise (z.B. nach EN 12975-2) mit dem Ansatz von *Souka und Safwat* (vgl. (Gl. 2.23)) beschrieben.

Mit dem bekannten einstrahlwinkelabhängigen Verlauf für $K_{\theta b}$ und der Annahme einer isotropen Winkelverteilung der Diffusstrahlung kann der Einstrahlwinkelkorrekturfaktor $K_{\theta d}$ für Diffusstrahlung berechnet werden (vgl. (Gl. 2.25)). Aus den ermittelten Werten für

$K_{\theta b}(\theta)$ und $K_{\theta d}$ kann zusätzlich der Einstrahlwinkelkorrekturfaktor K_θ für Globalstrahlung mit einem vorgegebenen Verhältnis von diffuser zu globaler Bestrahlungsstärke E_d/E_g berechnet werden. Üblicherweise wird ein Verhältnis von $E_d/E_g = 0{,}15$ betrachtet:

$$K_\theta(\theta) = \frac{K_{\theta b}(\theta) \cdot 0.85 + K_{\theta d} \cdot 0.15}{0.85 + K_{\theta d} \cdot 0.15} \qquad \text{(Gl. 6.10)}$$

Der durch die Messung ermittelte Verlauf von $K_{\theta b}$ ist in Abbildung 6.24 dargestellt. Es ergibt sich ein Koeffizient $b_0 = 0{,}13$, der Einstrahlwinkelkorrekturfaktor für Diffusstrahlung beträgt $K_{\theta d} = 0{,}88$. Nach (Gl. 6.10) ergibt sich für den Einstrahlwinkelkorrekturfaktor für Globalstrahlung bei $\theta = 50°$ ein Wert von $K_\theta(50°) = 0{,}94$. Diese Werte sind vergleichbar mit den Ergebnissen, die gute einfachverglaste Flachkollektoren ohne Antireflexglas erreichen.

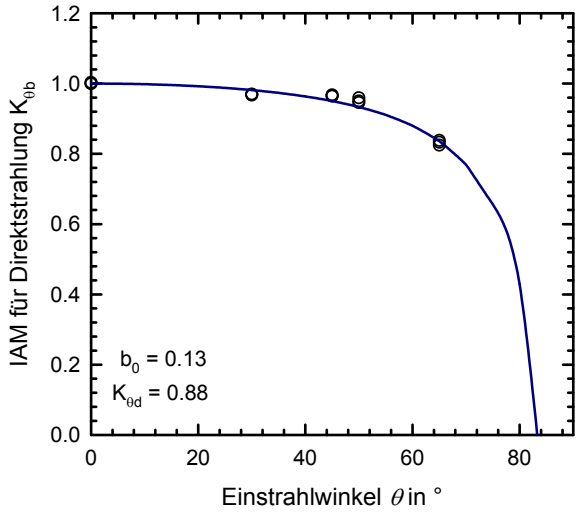


Abbildung 6.24: Einstrahlwinkelkorrekturfaktor (Incident Angle Modifier, IAM) für Direktstrahlung $K_{\theta b}$ in Abhängigkeit des Einstrahlwinkels θ.

6.5 Instationäres Kollektorverhalten

Für die Beschreibung zeitabhängiger Vorgänge im Kollektor ist die Bestimmung einer effektiven Wärmekapazität notwendig. Von Bedeutung ist die effektive Kapazität insbesondere für die Simulation des Ertrags thermischer Solaranlagen. Da die Komponenten des Kollektors und Ihre Wärmekapazitäten verschieden stark an die die Leistung bestimmende Fluidtemperatur gekoppelt sind, ist es schwierig, eine effektive Kollektorkapazität zu bestimmen. Die genaueste Lösung wäre die Verwendung eines Mehrknotenmodells, welches direkt in die theoretische Simulation der Solaranlage eingebunden wird. Nachteilig ist jedoch die aufwendige und damit teure Parameterbestimmung (Eisenmann 2004). Zudem würden die einzelnen Parameter aufgrund der stärkeren Korrelation untereinander höhere Unsicherheiten aufweisen.

Die nach EN 12975-2 beschriebenen Verfahren basieren auf Ein-Knoten Modellen. Die Wärmekapazitäten der einzelnen Kollektorkomponenten werden zu einer Ersatzkollektorkapazität zusammengefasst, die sich im Fluidknoten befindet. Um vergleichende System-

simulationen mit dem hocheffizienten Flachkollektor (HFK) und weiteren am Markt verfügbaren Kollektoren durchführen zu können, wird die Kollektorkapazität des HFK benötigt. Um Erkenntnisse zur Bestimmung dieser Größe für den HFK zu erhalten, werden Messungen an einem Versuchskollektor und Simulationen mit dem entwickelten instationären Modell (vgl. Abschnitt 5.2.2) durchgeführt.

6.5.1 Experimentelle Untersuchungen

Zunächst werden experimentelle Untersuchungen am Versuchskollektor mit drei unterschiedlichen Kollektorabdeckungen durchgeführt: Einer Einfachverglasung, einer Zweifachverglasung ohne Low-e Schicht und einer Zweifachverglasung mit Low-e Schicht (vgl. Tabelle 6.3).

Tabelle 6.3: Aufbau der transparenten Abdeckung der drei untersuchten Kollektorvarianten

Bezeichnung	**Abstand in mm**		**Glasscheibe**	
	Absorber-Verglasung	Scheiben-zwischenraum	innere	äußere
Einfachverglasung (AR)	28	-	-	antireflexbeschichtet, eisenarm
Zweifachverglasung (AR + AR)	28	10	antireflexbeschichtet, eisenarm	antireflexbeschichtet, eisenarm
Zweifachverglasung (AR + K Glass™)	28	10	antireflexbeschichtet, eisenarm	Low-e beschichtet, K Glass™

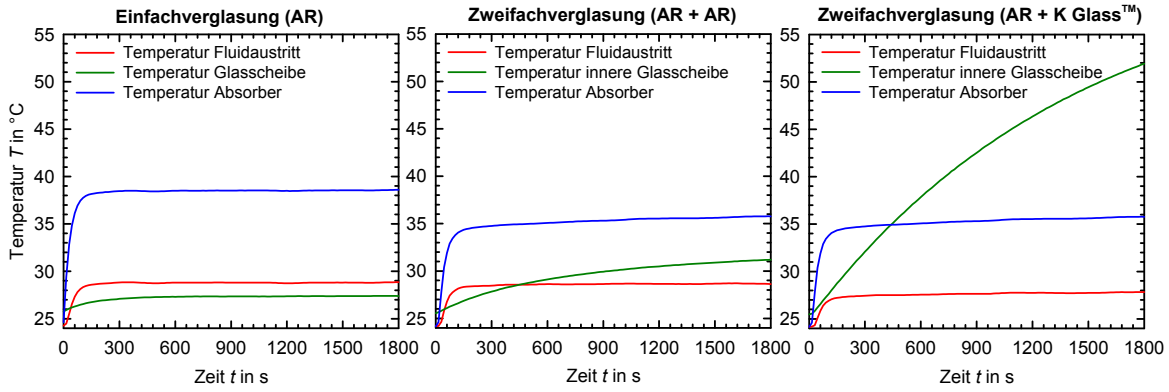


Abbildung 6.25: Verlauf der Absorbertemperatur, der Kollektoraustrittstemperatur und der Temperatur der (inneren) Glasscheibe nach dem Strahlungssprung von 0 W/m² auf 860 W/m²; Fluideintrittstemperatur = Umgebungstemperatur = 24 °C; Vergleich der Kollektorvarianten.

Die Antwort der drei Varianten auf eine sprunghafte Erhöhung der Bestrahlungsstärke (Strahlungssprung) von 0 auf 860 W/m² ist anhand ausgewählter Temperaturen am Kollektor in Abbildung 6.25 dargestellt. Die Messungen wurden im ISFH Sonnensimulator durchgeführt.

Es zeigt sich ein deutlicher Unterschied im Verlauf der Glasscheibentemperaturen der einzelnen Varianten. Die Variante „AR + K Glass™“ zeigt einen deutlichen Anstieg der inneren Scheibentemperatur auch über die dargestellten 30 min nach dem Strahlungssprung hinaus. Die Glasscheibentemperatur erreicht den stationären Zustand nach ca. 2 h und liegt dann 30 K über der Absorbertemperatur. Der lang andauernde Anstieg der Glasscheibentemperatur wirkt sich stark gedämpft auf die Fluidaustrittstemperatur aus, die damit auch sehr langsam weiter ansteigt, nachdem 90 % des gesamten Temperaturanstiegs bereits nach 3 Minuten erreicht werden. Der Grund für das träge thermische Verhalten der inneren Glasscheibe liegt im hohen Absorptionsgrad (α_{solar} = 18,8 %) und der Position der Scheibe zwischen zwei Gaszwischenräumen (Absorber-Verglasung und Scheibenzwischenraum) mit großen Wärmetransportwiderständen.

6.5.2 Validierung des instationären Kollektormodells

Um das instationäre Verhalten des hocheffizienten Flachkollektors mit der bisher nur im Labormaßstab entwickelten Low-e Beschichtung basierend auf Aluminium dotiertem Zinkoxid zu untersuchen und die zu erwartende Kollektorkapazität zu bestimmen, wird das in Abschnitt 5.2.2 vorgestellte instationäre Kollektormodell verwendet. Zunächst erfolgt eine experimentelle Validierung des Modells anhand von Strahlungssprüngen mit zwei unterschiedlichen Verglasungen. Eine Übersicht über die wichtigsten Eigenschaften des Kollektors und die Randbedingungen des Strahlungssprungs ist in Tabelle 7.1 dargestellt. Die beiden Verglasungsvarianten sind eine Einfachverglasung mit beidseitiger Antireflexbeschichtung (vgl. Tabelle 6.3 „Einfachverglasung AR“) sowie eine Doppelverglasung mit K Glass™ und einer Antireflexbeschichteten Glasscheibe als Deckglas (vgl. Tabelle 6.3 „Zweifachverglasung AR + K Glass™“).

Die Antwort auf einen Strahlungssprung anhand des zeitlichen Verlaufs der Fluidtemperatur ist für die beiden untersuchten Verglasungsvarianten in Abbildung 6.26, jeweils gemessen und simuliert, dargestellt. Es zeigen sich geringe Abweichungen im Verlauf der Fluidtemperatur, die simulierten Temperaturverläufe steigen etwas schneller an, als die gemessenen. Ein Hauptgrund für die Abweichungen liegt womöglich in der stark vereinfachten Berechnung des Wärmetransports zwischen Absorber und Fluid, der mit Hilfe des internen Leitwerts charakterisiert wird. Dieser wurde mit Hilfe der lokalen Methode nach (Rockendorf 1995 und 1996) experimentell ermittelt. Dabei wird ein Temperaturfühler an einer Position des Absorberblechs angebracht, an der die mittlere Absorbertemperatur zu erwarten ist. Durch Kenntnis der mittleren Absorbertemperatur und der mittleren Fluidtemperatur kann nach (Gl. 2.4) der interne Leitwert bestimmt werden. Diese Methode wird am ISFH üblicherweise eingesetzt, um den internen Leitwert während einer Kollektorleistungsmessung zu bestimmen. Hiermit lässt sich bei dem verwendeten Harfenabsorber recht genau der interne Leitwert im Bereich der Harfenrohre bestimmen. Da jedoch im Bereich der Sammlerrohre aufgrund nicht vollständiger Verschweißung von Rohr und Blech eine schlechtere Kopplung zwischen Absorberblech und Fluid zu erwarten ist, liegt der interne Leitwert, gemittelt über die gesamte Absorberfläche, etwas unter dem mit der beschriebenen Methode lokal ermittelten Wert.

Tabelle 6.4: Konstruktionsparameter des Testkollektors und Randbedingungen des Strahlungssprungs.

Konstruktionparameter			
Maße	Aperturfläche	1,10 x 1,82	m²
	Absorberfläche	1,10 x 1,82	m²
Absorber	Material	Kupfer (Verrohrung + Blech)	
	Verrohrungsgeometrie	Vollharfe	-
	Anzahl der Harfenrohre	10	-
	Innendurchmesser Harfenrohre	7,2	mm
	Fluidleitungslänge	2,9	m
	Masse Absorber	5,96	kg
	spezifische Wärmekapazität	0,38	kJ/(kgK)
	interner Leitwert U_{int}	60	W/(m²K)
Rückseitendämmung	Dämmstärke	80	mm
	Material	Mineralwolle	
	Masse	4,8	kg
	spezifische Wärmekapazität	0,84	kJ/(kgK)
Fluid (Wasser)	spezifische Wärmekapazität	4,18	kJ/(kgK)
	Masse	1,2	kg
Randbedingungen Strahlungssprung			
Betriebsparameter	Fluidmassenstrom	130	kg/m²h
	Fluideintrittstemperatur	24,2	°C
	Kollektorneigungswinkel	45	°
Umgebungsbedingungen	Bestrahlungsstärke t = 0	0	W/m²
	Bestrahlungsstärke t > 0	860	W/m²
	Umgebungstemperatur	24,4	°C
	Himmelstemperatur	24,4	°C

Insgesamt zeigen die Fluidtemperaturverläufe in Abbildung 6.26, dass das Modell die gemessenen Unterschiede zwischen den Varianten „Einfachverglasung AR“ und „Dop-

pelverglasung K Glass™ + AR“ sehr gut wiedergibt und die Abweichungen zwischen Simulation und Messung bei beiden untersuchten Varianten relativ gering sind. Damit ist das Modell geeignet, um den Einfluss unterschiedlicher Kollektorverglasungen, speziell die Low-e Zweifachverglasung mit der ISFH AZO Beschichtung, auf das instationäre Verhalten des Kollektors zu untersuchen.

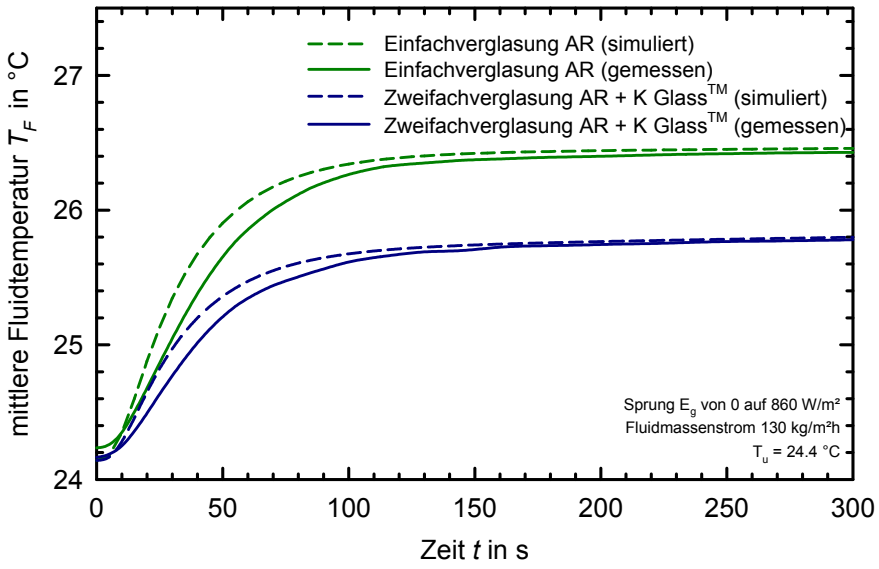


Abbildung 6.26: Verlauf der Absorbertemperatur, der Kollektoraustrittstemperatur und der Temperatur der (inneren) Glasscheibe nach dem Strahlungssprung von 0 W/m² auf 860 W/m²; Fluideintrittstemperatur = Umgebungstemperatur = 24,4 °C; Vergleich der Kollektorvarianten.

6.5.3 Ermittlung der Kollektorkapazität

Um die Kollektorkapazität zu bestimmen, stehen nach EN 12975-2 drei verschiedene Methoden im Rahmen von stationären Kollektortests zu Verfügung. Diese sind im Einzelnen:

- Eine Berechnung durch eine gewichtete Aufsummierung der flächenspezifischen Wärmekapazitäten der wesentlichen Kollektorkomponenten (vgl. Anhang A.5)
- Bestimmung aus der Sprungantwort des Kollektors auf sprunghafte Veränderung der Fluideintrittstemperatur (ohne Bestrahlung)
- Bestimmung aus der Sprungantwort des Kollektors auf eine sprunghafte Veränderung der Einstrahlung

Die beiden letztgenannten Verfahren zur Auswertung der gemessenen Sprungantworten ermitteln über eine Bilanzierung die gesamte im Kollektor gespeicherte Energie zwischen zwei stationären Zuständen. Bei Kollektoren, die einen langen Zeitraum benötigen, um den zweiten stationären Zustand zu erreichen, führt dieses Verfahren zu deutlich höheren Ersatzkollektorkapazitäten als das Berechnungsverfahren, wie (Eisenmann 2004) zu entnehmen ist.

Um die Ersatzkollektorkapazität des hocheffizienten Flachkollektors zu bestimmen, wird im Rahmen dieser Arbeit ein von der Norm abweichendes Verfahren angewandt, welches

die kurzzeitige Dynamik des Kollektors bewertet: Aus der gemessenen oder auch simulierten Sprungantwort (Fluidtemperatur) wird die Kollektorzeitkonstante τ ermittelt. Diese ist nach EN 12975-2 definiert als der Zeitpunkt, bei dem 63,2 % des Temperaturhubs im Fluid zwischen erstem und zweitem stationären Zustand erreicht ist. Anschließend wird mit der Differentialgleichung für das Ein-Knoten-Modell die effektive Kollektorkapazität bestimmt, die für das Ein-Knoten-Modell die gleiche Zeitkonstante τ wie die gemessene Sprungantwort liefert (vgl. Abbildung 6.27).

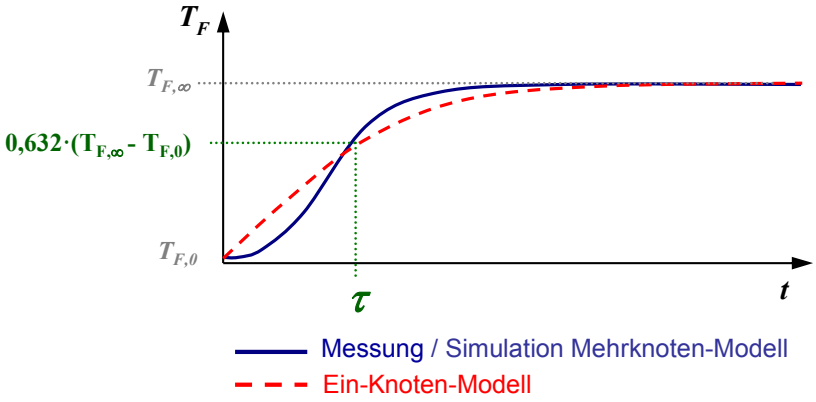


Abbildung 6.27: Prinzip der Ermittlung der Kollektorkapazität für das Ein-Knotenmodell.

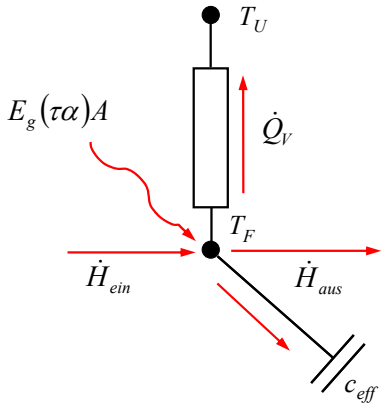


Abbildung 6.28: Schematische Darstellung der Energiestrombilanz am Fluidknoten des Ein-Knoten-Modells.

Die Differentialgleichung für das Ein-Knoten-Modell ergibt sich aus der Bilanzierung der in Abbildung 6.28 dargestellten Energieströme am Fluidknoten:

$$\frac{\mathrm{d}T_F}{\mathrm{d}t} c_{eff} = E_g(\tau\alpha)A - (\dot{H}_{aus} - \dot{H}_{ein}) - \dot{Q}_V \qquad \text{(Gl. 6.11)}$$

mit

E_g	Bestrahlungsstärke
$(\tau\alpha)$	effektives Transmissions-Absorptionsprodukt

A	Aperturfläche
$\dot{H}_{ein}$	über das Fluid zugeführter Enthalpiestrom
$\dot{H}_{aus}$	über das Fluid abgeführter Enthalpiestrom
Q_v	Verlustwärmestrom des Kollektors
c_{eff}	effektive Kollektorkapazität

Dabei gilt:

$$(\dot{H}_{aus} - \dot{H}_{ein}) = \dot{m}_F (T_{F,aus} - T_{F,ein}) \qquad \text{(Gl. 6.12)}$$

Lösen der Differentialgleichung ergibt für die effektive Kollektorkapazität c_{eff} in Abhängigkeit der Zeitkonstante τ:

$$c_{eff} = \tau(\dot{m}_F c_F + \frac{1}{2} a_1 A) \qquad \text{(Gl. 6.13)}$$

Für die Herleitung der Lösung wird auf Anhang A.4 verwiesen.

In Abbildung 6.29 sind die gemessen Verläufe der mittleren Fluidtemperatur über der Zeit t seit dem Strahlungssprung für die drei Kollektorvarianten dargestellt. Es zeigt sich, dass trotz der festgestellten deutlichen Unterschiede im Verlauf der Temperatur der inneren Abdeckung die ermittelten Zeitkonstanten, im die Kollektorleistung bestimmenden Fluidknoten, keine großen Unterschiede aufweisen.

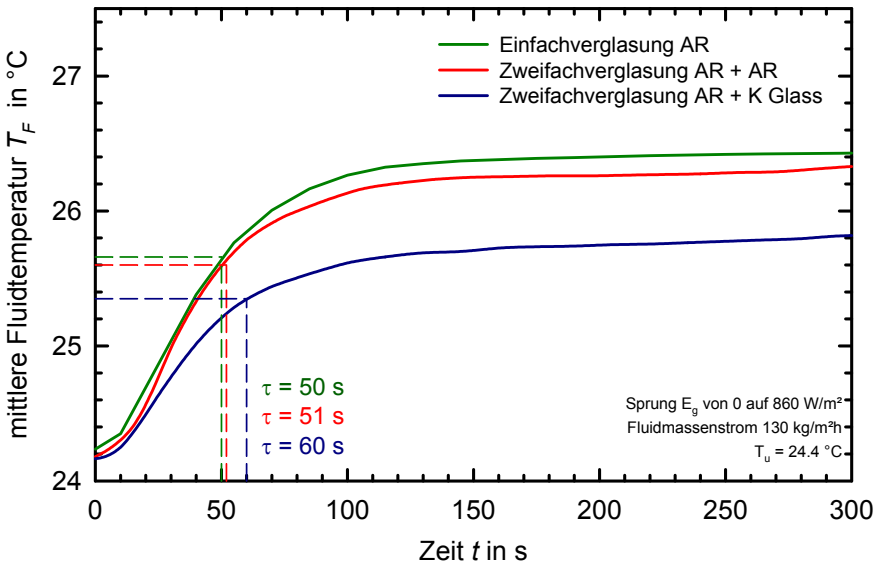


Abbildung 6.29: Gemessener Verlauf der mittleren Fluidtemperatur nach einem Strahlungssprung von 0 W/m² auf 860 W/m² der drei Kollektorvarianten, Bestimmung der Zeitkonstante τ.

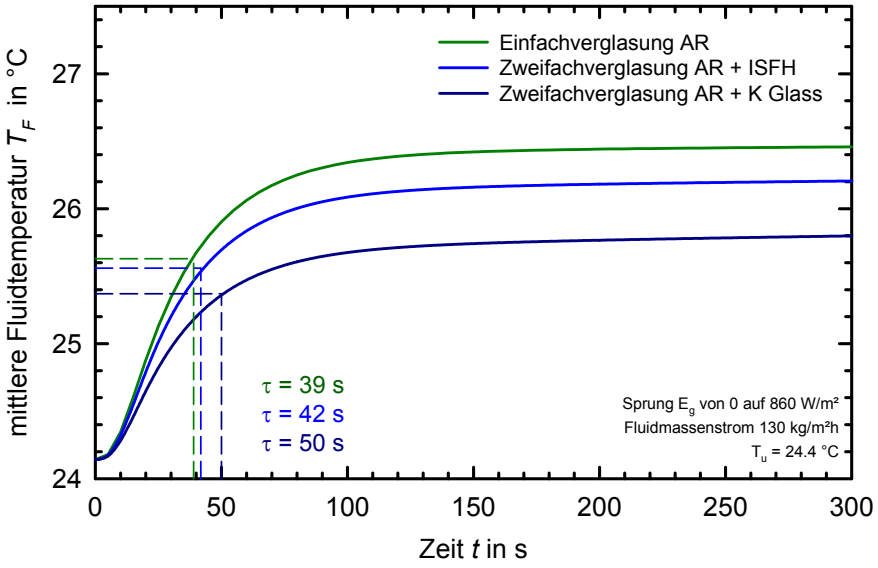


Abbildung 6.30: Simulierter Verlauf der mittleren Fluidtemperatur nach einem Strahlungssprung von 0 W/m² auf 860 W/m², Bestimmung der Zeitkonstante τ.

Um das instationäre Verhalten der Kollektorkonfiguration mit der neu entwickelten AZO-Low-e Schicht zu untersuchen, werden weitere Strahlungssprünge mit dem instationären Kollektormodell (vgl. Abschnitt 5.2.2) durchgeführt. Abbildung 6.30 zeigt die simulierten Sprungantworten für die bereits gemessenen Konfigurationen „Einfachverglasung AR“ und „Zweifachverglasung AR + K Glass™“ sowie die Sprungantwort mit der neu entwickelten AZO Low-e Schicht (Pos.3) auf eisenarmen Substrat und einer zusätzlichen Antireflexschicht auf Position 4 („Zweifachverglasung AR + ISFH“). Insgesamt zeigt sich, dass für die beiden Konfigurationen die sowohl gemessen als auch simuliert wurden, die simulierten Zeitkonstanten im Vergleich zur Messung um etwa 20 % geringer ausfallen (vgl. Abbildung 6.29 und Abbildung 6.30). Mögliche Ursachen wurden bereits in Abschnitt 6.5.2 diskutiert. Die relativen Unterschiede zwischen den einzelnen Konfigurationen sind jedoch bei Messung und Simulation identisch, sodass mit Hilfe des Modells vor allem der Einfluss unterschiedlicher Verglasungen auf die Kollektorkapazität relativ zueinander untersucht werden kann, die Absolutwerte sind mit einer erhöhten Unsicherheit zu betrachten.

Es zeigt sich deutlich, dass die Verwendung der ISFH Low-e Schicht anstelle von *K Glass*™ zu einer deutlichen Verringerung der Zeitkonstante in Richtung der Zeitkonstante eines einfach verglasten FK führt.

Ein Vergleich der Ergebnisse der unterschiedlichen Verfahren zur Bestimmung von c_{eff} ist in Abbildung 6.31 dargestellt. Dargestellt sind die Kollektorkapazitäten für die Kollektorkonfigurationen „AR“, „AR+ISFH“ und „AR+K Glass“, ermittelt mit den folgenden Verfahren:

- Strahlungssprung Messung, Auswertung nach dem oben vorgestellten Verfahren über die Zeitkonstante (vgl. Abbildung 6.29)

- Strahlungssprung Simulation, Auswertung nach dem oben vorgestellten Verfahren über die Zeitkonstante (vgl. Abbildung 6.30)
- Temperatursprung ohne Bestrahlung ($T_{F,ein}$ von 20°C auf 30°C, $T_U = 20$°C, $\dot{m}_F = 130$ kg/(m²h)), Auswertung nach dem oben vorgestellten Verfahren über die Zeitkonstante
- Berechnung nach EN 12975-2 durch Wichtung der Einzelkapazitäten der Kollektorkomponenten (Details zur Berechnung siehe Anhang A.5)

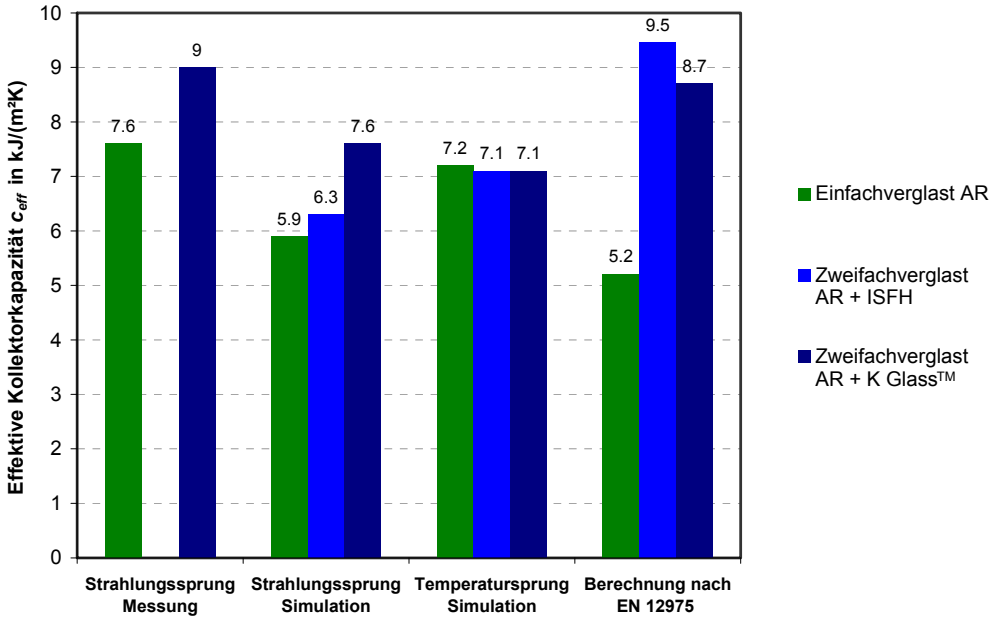


Abbildung 6.31: Vergleich der nach den 4 unterschiedlichen Verfahren ermittelten effektiven Kollektorkapazität für die Kollektorkonfigurationen „Einfachverglast AR“, „Zweifachverglast AR+ISFH“ und „Zweifachverglast AR+K Glass™“.

Es zeigt sich, dass nach dem verwendeten Auswerteverfahren der Sprungantworten die zusätzliche Glasscheibe die effektive Wärmekapazität des Kollektors nicht deutlich erhöht. Für die Konfiguration („AR + ISFH“) ergeben sich effektive Kollektorkapazitäten zwischen 6,3 kJ/(m²K) und 9,5 kJ/(m²K).

Für weitere Ertragsimulationen wird für den HFK die Kollektorkapazität nach dem Berechnungsverfahren der EN 12975 verwendet. Diese ergibt nach Abbildung 6.31 den höchsten Wert für die Kollektorkapazität. Um die Auswirkungen einer unsicheren Annahme zu bewerten, wird anhand von Systemsimulationen zum Bruttowärmeertrag untersucht, welchen Einfluss die Kollektorkapazität auf den Kollektorertrag hat. Details zum verwendeten System können Abschnitt 9.2 ab Seite 142 entnommen werden. Eine deutliche Variation um ± 3 kJ/(m²K) bei einem Ausgangswert von 9,5 kJ/(m²K) (entspricht ca. ± 30 %) ergibt bei einer Kollektoreintrittstemperatur von 60°C eine sehr geringe Veränderung im Bruttowärmeertrag von ± 1,4 %. Je höher dabei die Kollektorkapazität ist, desto geringer sind die Kollektorerträge. Die Entscheidung, das Berechnungsverfahren nach EN 12975 heranzuziehen ist konservativ; sie führt in jedem Fall nicht zu einer Überbewertung der Jahreserträge.

7 Wirkungsgradermittlung mit stationärem Kollektormodell

Die in Abschnitt 4.3.3 vorgestellte Entwicklung einer für den Kollektor geeigneten AZO Low-e Beschichtung („ISFH Low-e“) auf Glas wurde zunächst nur auf laborrelevanten Flächen durchgeführt. Messungen an Versuchskollektoren zur Bestimmung der Kollektorwirkungsgradparameter können daher nur mit dem kommerziell verfügbaren *K Glass*™ durchgeführt werden. Um die mit der „ISFH-Low-e“ Beschichtung zu erwartenden Wirkungsgradparameter zu bestimmen, werden Simulationen mit dem erstellten stationären Kollektormodell durchgeführt. Um die Eignung des Modells zu untersuchen erfolgt zunächst ein Vergleich zwischen gemessenen und simulierten Wirkungsgradkennlinien mit *K Glass*™.

7.1 Modellvalidierung

Den Vergleich einer gemessenen und einer simulierten Wirkungsgradkennlinie für den verwendeten Versuchskollektor (vgl. Abschnitt 6.2) zeigt Abbildung 7.1. Die Messung wurde im ISFH Sonnensimulator durchgeführt. Aufgrund geringfügig unterschiedlicher Spektralverteilungen von natürlicher Bestrahlung und Simulatorstrahlung wird der Konversionsfaktor η_0 zusätzlich im Outdoor-Messstand ermittelt und die Wirkungsgradkennlinie entsprechend korrigiert. Die Differenz im η_0 zwischen Outdoor- und Simulatormessung ist bei dieser Kollektorkonfiguration jedoch vernachlässigbar gering ($\eta_{0,outdoor} = 0{,}660$, $\eta_{0,indoor} = 0{,}658$).

In der Simulation wird der Strahlungstransport im optischen Modell mit den integralen Werten nach dem Verfahren „KModell“ berechnet (siehe Abschnitt 5.1).

Im thermischen Modell werden die nach (Gl. 5.37) definierten Verstärkungsfaktoren berücksichtigt. Diese werden in Abhängigkeit der Temperaturdifferenz der Oberflächentemperaturen aus den Wärmeverlustmessungen am Versuchskollektor (vgl. Abbildung 6.17) ermittelt.

Im optischen Modell wird die einfallende Strahlung ausschließlich als Direktstrahlung betrachtet. Da gemessene Wirkungsgradkennwerte in der Regel für ein Diffus- zu Globalstrahlungsverhältnis von $E_d/E_g = 0{,}15$ angegeben werden[18], erfolgt für die im Rahmen dieser Arbeit simulierten Kollektorkennwerte eine Korrektur des Konversionsfaktors nach (Gl. 6.10).

Der Vergleich zwischen der gemessenen und der simulierten Wirkungsgradkennlinie zeigt eine gute Übereinstimmung der Verlustkoeffizienten. Die Wärmeverlustkoeffizienten a_{60}

[18] Nach EN 12975-2 : 2006 dürfen Messwerte, die bei einem Diffus- zu Globalstrahlungsverhältnis E_d/E_g von 0 bis 0,3 aufgenommen wurden, zur Ermittlung der Wirkungsgradparameter berücksichtigt werden. Das ISFH Prüfzentrum beispielsweise verwendet ausschließlich auf $E_d/E_g = 0.15$ umgerechnete Messwerte und gibt die Wirkungsgradkoeffizienten für eben diese Verhältnis in Prüfberichten an.

weichen nur um 0,06 W/m²K voneinander ab. Die simulierte Wirkungsgradkennlinie zeigt einen um 0,008 höheren Konversionsfaktor als die gemessene Kennlinie.

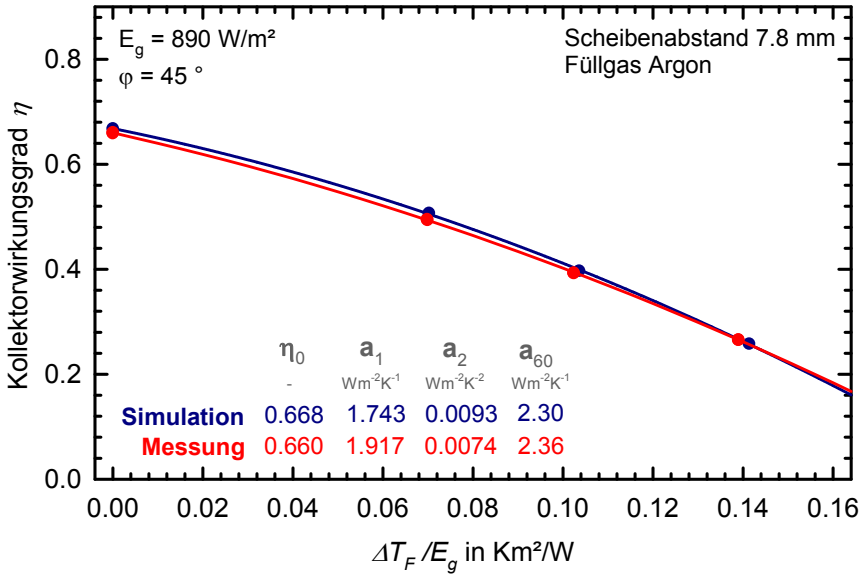


Abbildung 7.1: Im Sonnensimulator gemessene und mit stationärem Modell simulierte Wirkungsgradkennlinie im Vergleich.

Mit der guten Übereinstimmung von Messung und Simulation kann das Modell als validiert angesehen werden. Damit werden Extrapolationen auf andere Kollektorkonfigurationen möglich.

7.2 Kollektorwirkungsgrad mit ISFH Low-e Verglasung

Die zu erwartenden Kollektorwirkungsgradparameter mit der im Projekt entwickelten Low-e Schicht werden durch Simulation mit dem stationären Kollektormodell ermittelt. Dazu wird die Geometrie des in den experimentellen Untersuchungen verwendeten Versuchskollektors verwendet. Am Kollektorgehäuse wird lediglich die Rückseitendämmstärke der Mineralwolle von 100 mm auf 80 mm reduziert. Weiterhin werden anstelle der optischen Eigenschaften von *K Glass*™ die optischen Eigenschaften einer eisenarmen Glasscheibe mit dem ISFH-Schichtsystem auf Position 3 und einer Antireflexschicht auf Position 4 eingesetzt.

Die optischen Eigenschaften und weitere wichtige Konstruktionsparameter sind in Tabelle 7.1 aufgeführt. Der Strahlungstransport im Kollektor wurde mit dem Verfahren „KModell“ und integralen optischen Eigenschaften abgebildet (vgl. Abschnitt 5.1).

Durch Messung der Reflexionsspektren der Probe im infraroten Spektralbereich (2,5 - 17 □m) mit dem FTIR-Spektrometer Equinox 55 und Anwendung von (Gl. 2.30) wird der normale Emissionsgrad der Oberflächen bestimmt. In Tabelle 7.1 sind die hemisphärischen Emissionsgrade angegeben, die wie in Abschnitt 2.3 beschrieben, nach EN 673 aus den normalen Emissionsgraden berechnet werden. Für die selektiven Schichten (innere Scheibe oben und Absorber oben) ist der Emissionsgrad durch die Temperaturabhängigkeit des Maximums im Schwarzkörperspektrum von der Oberflächentem-

peratur abhängig, dies wird im Modell berücksichtigt. Die hier angegebenen Werte gelten für eine Oberflächentemperatur von 100 °C.

Tabelle 7.1: Optische Eigenschaften von Verglasung und Absorber, sowie weitere Konstruktionsparameter des hocheffizienten Flachkollektors mit ISFH-Schicht (HFK).

Optische Eigenschaften			
Äußere Glasscheibe	Solarer Transmissionsgrad τ_{solar}	0,958	-
	solarer Reflexionsgrad ρ_{solar}	0,035	-
	Emissionsgrad ε	0,837	-
Innere Glasscheibe	Solarer Transmissionsgrad τ_{solar}	0,874	-
	solarer Reflexionsgrad oben ρ_{solar}	0,039	-
	solarer Reflexionsgrad unten ρ_{solar}	0,040	-
	Emissionsgrad oben ε_{oben}	0,33	-
	Emissionsgrad unten ε_{unten}	0,837	-
Absorber	solarer Absorptionsgrad α_{solar}	0,937	-
	Emissionsgrad oben ε_{oben}	0,051	-
Abstände / Dämmstärken			
	Rückseitendämmstärke (Mineralwolle)	80	mm
	Seitendämmstärke (Melaminharzschaum)	30	mm
	Abstand Absorber-Verglasung	25	mm
	Scheibenabstand	7.8	mm

In Abbildung 7.2 sind die simulierte Wirkungsgradkennlinie sowie die Wirkungsgradparameter dargestellt. Zum Vergleich wird die gemessene Wirkungsgradkennlinie des Versuchskollektors mit *K Glass*™ gezeigt. Durch den signifikant höheren Transmissionsgrad der inneren Glasscheibe kann mit der ISFH-Schicht ein Konversionsfaktor $\eta_0 = 0{,}78$ erreicht werden. Der Verlustkoeffizient a_{60} des vermessenen Versuchskollektors wird um 0,2 W/(m²K) überschritten. Gründe dafür sind

- der höhere Emissionsgrad der ISFH-Schicht,
- der geringere Absorptionsgrad der inneren Glasscheibe
- und die geringere Dämmstärke der Rückseitendämmung.

Die durch Simulation ermittelten zu erwartenden Wirkungsgradparameter mit der am ISFH entwickelten Low-e Schicht fließen in Systemsimulationen, die zur Bewertung der Wirtschaftlichkeit des Kollektors durchgeführt werden, ein. Diese Untersuchungen werden in Kapitel 9 ausführlich vorgestellt.

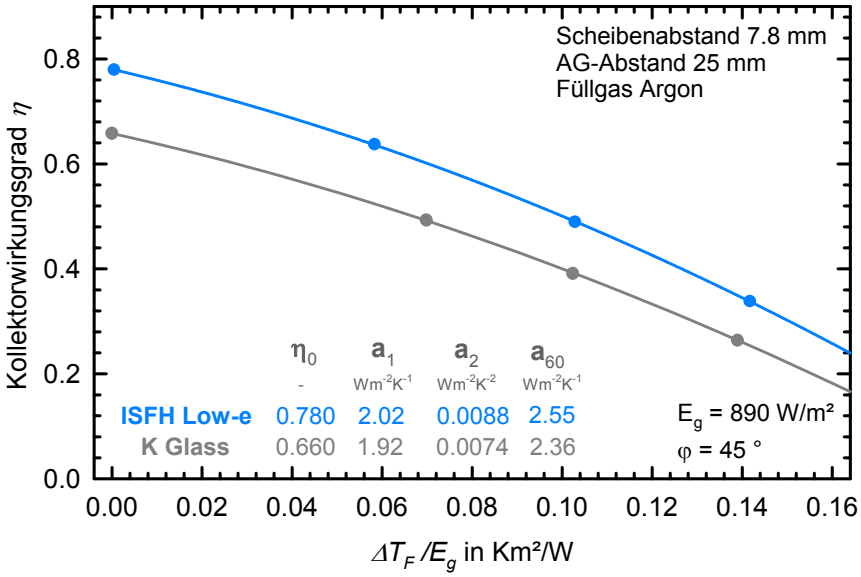


Abbildung 7.2: Mit der ISFH Low-e Schicht zu erwartende Wirkungsgradkennlinie (simuliert) und zum Vergleich die gemessene Wirkungsgradkennlinie mit K Glass™.

7.3 Kollektorwirkungsgrad mit herkömmlicher Doppelverglasung

Die Low-e Beschichtung reduziert die Wärmeverluste des Kollektors, führt aber gleichzeitig zu einer Verringerung des Transmissionsgrades der Verglasung und damit zu einer Reduzierung des Konversionsfaktors. Anhand einer vergleichenden Simulation mit einem identischen Kollektoraufbau, jedoch mit einer weiteren Antireflexbeschichtung auf Position 3 anstelle der ISFH Low-e Schicht, wird der Einfluss auf die Kollektorwirkungsgradparameter untersucht (Abbildung 7.3). Zum Vergleich ist eine gemessene Wirkungsgradkennlinie eines kommerziellen Doppelglaskollektors vom Typ *SchücoSol U.5 DG* (ESTIF 2012) dargestellt.

Die Kennlinien der Doppelglaskollektoren „DG“ und „DG_{opt}“ zeigen deutliche Unterschiede. Der Konversionsfaktor des kommerziellen Produkts „DG“ ist im Vergleich zum simulierten Kollektor „DG_{opt}“ um 0,025 geringer. Dieser Unterschied ist vermutlich auf eine geringere solare Transmission der eingesetzten Antireflexgläser zurückzuführen. Details zu den im Kollektor „DG“ eingesetzten Antireflexgläsern sind jedoch nicht verfügbar. Besonders deutlich unterscheiden sich die Wärmeverlustkoeffizienten. Der Wert für a_{60} in den Verlustkoeffizienten des „DG“ liegt 0,44 W/m²K über dem Wert des „DG_{opt}“. Die geringere Rückseitendämmstärke (70 mm gegenüber 80 mm) hat dabei einen Einfluss auf den a_{60} von weniger als 0,1 W/m²K, wie anhand von Betrachtungen in (Föste 2012) abgeleitet werden kann. Der nicht optimale Scheibenabstand (16 mm gegenüber 8 mm) und die nicht vorhandene Seitendämmung sind weitere Ursachen für die höheren Wärmeverluste.

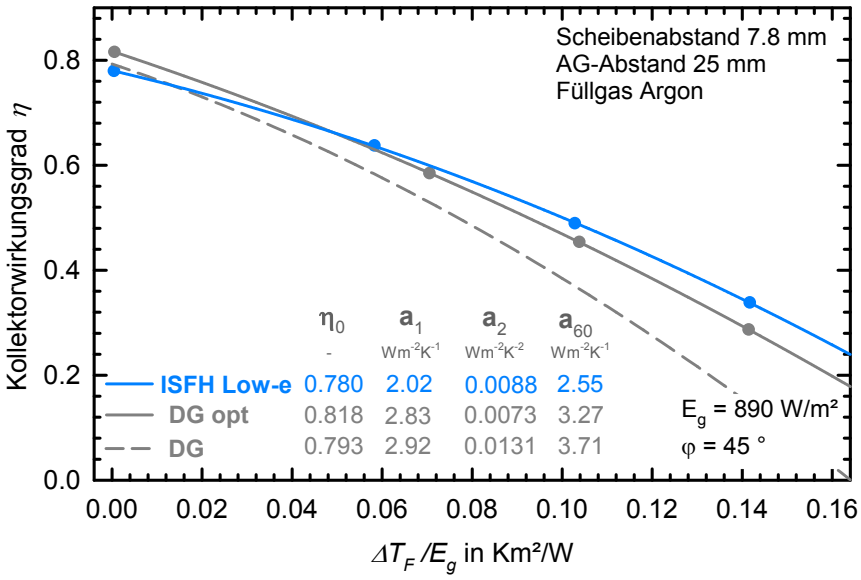


Abbildung 7.3: Mit der ISFH Low-e Beschichtung simulierte Wirkungsgradkennlinie („ISFH Low-e"), mit einer Antireflexbeschichtung anstelle der Low-e Beschichtung simulierte Wirkungsgradkennlinie („DG_{opt}") und zum Vergleich eine gemessene Wirkungsgradkennlinie (ESTIF 2012) mit einem kommerziellen Doppelglaskollektor ohne Low-e Beschichtung („DG").

Der Kollektor „DG_{opt}" weist aufgrund der geringeren optischen Verluste bis zu einem Wert von $\Delta T_F/E_g$ von 0,5 Km²/W im Vergleich zum Kollektor „ISFH Low-e" einen höheren Wirkungsgrad auf. Durch die deutlich geringeren Wärmeverluste (die a_{60}-Werte unterscheiden sich um 0,7 W/m²K) ist jedoch der Kollektor „ISFH Low-e" bei hohen Nutztemperaturen oder bei moderaten Nutztemperaturen und gleichzeitig geringer Einstrahlung effizienter. Wie sich die unterschiedlichen Wirkungsgradparameter auf die zu erwartenden Jahreserträge bei verschiedenen Nutztemperaturen und auf die Primärenergieeinsparung in einem solarunterstützten Heizungssystem auswirken wird in den Abschnitten 9.2.2 und 9.3.3 anhand von Systemsimulationen untersucht.

8 Gebrauchstauglichkeit

Mit einer hermetisch abgedichteten Verglasung mit Gasfüllung und Low-e Beschichtung als transparente Abdeckung wird eine für Flachkollektoren neuartige Komponente integriert. Im Bereich der Architekturverglasungen ist diese *Wärmeschutzverglasung* seit Jahren Stand der Technik, die Langzeitbeständigkeit und Gebrauchstauglichkeit für Architekturverglasungen ist vielfach bestätigt worden. Es stehen standardisierte Prüfverfahren zur Verfügung, um die Isolierglasbeständigkeit von Zweifachverglasungen nachzuweisen. In Europa sind diese in (DIN EN 1279-2 2002) zusammengefasst, einen Überblick über nordamerikanische Standards liefert eine Veröffentlichung des *IEA Solar Heating and Cooling Programme, Task 27* (Elmahdy 2009). Diese Verfahren sind jedoch anhand der in Architekturverglasungen typisch auftretenden Belastungen entwickelt worden, die sich deutlich von den im Kollektor zu erwartenden Belastungen unterscheiden. Zu nennen ist hier vor allem die Temperaturbelastung, die neben einer chemischen Alterung der Dichtstoffe auch eine erhöhte thermomechanische Belastung induziert. Aber auch die Einwirkung ultravioletter Strahlung, überlagert mit hohen Temperaturen, stellt eine deutlich höhere Belastung für die Dichtstoffe der Verglasung dar.

Um die zu erwartenden Temperaturbelastungen zu ermitteln, werden intensive experimentelle Untersuchungen an einem Testkollektor durchgeführt. Das thermomechanische Verhalten wird mit Hilfe eines Modells untersucht. Weitere Experimente werden durchgeführt, um die Belastbarkeit bei äußerer mechanischer Last zu untersuchen. Weiterhin werden anhand der experimentell ermittelten Temperaturbelastungen Methoden entwickelt, um die die Temperaturbelastbarkeit von Kollektorverglasung zu untersuchen und zu bewerten. Ferner wird ein Belastungstest für Verglasungen mit kombinierter UV-, Temperatur-, und Feuchtebelastung entwickelt und angewandt, sowie eine Bewitterung im Freien durchgeführt.

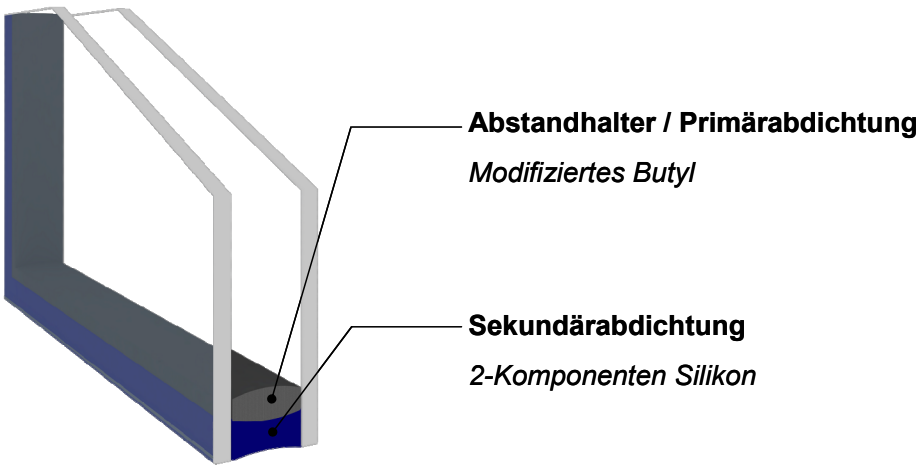


Abbildung 8.1: Aufbau des Randverbunds der untersuchten Verglasungen.

Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit getesteten Zweifachverglasungen verwenden einen Randverbundaufbau aus 2 organischen Komponenten, die von *Kömmerling Chemische Fabrik* entwickelt wurden (vgl. Abbildung 8.1):

- Zum Scheibenzwischenraum hin befindet sich die Primärabdichtung auf Basis von Polyisobutylen, die gleichzeitig die Funktion des Abstandhalters mit eingearbeitetem Trockenmittel übernimmt. Die Primärabdichtung arbeitet als Diffusions- und Permeationssperre und hat die Aufgabe, das Eindringen von Feuchtigkeit in den Scheibenzwischenraum und das Austreten von Füllgas aus dem Scheibenzwischenraum zu verhindern. Das in den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Alterungstests (vgl. Abschnitt 8.6 bis 8.5) verwendete Produkt *Ködimelt 4SG* (*Kömmerling)* sorgt für eine chemische Haftung zum Glas. Im Vergleich zu einem Aufbau mit Metall-Abstandhalter, der mit einer dünnen Butyldichtung eingeklebt wird, hat dieser Aufbau aus einer Komponente den Vorteil, dass die Dehnung im Dichtmaterial infolge einer Wölbung der Glasscheiben deutlich geringer ist. Ferner entstehen weniger Grenzflächen zwischen Dichtstoff und Glas bzw. Metall-Abstandhalter.
- Am äußeren Rand der Verglasung befindet sich die Sekundärabdichtung, die die mechanische Stabilität des Randverbundes gewährleisten soll. Die Anforderungen an eine geringe Gaspermeation und Wasserdampfdiffusion sind im Vergleich zur Primärabdichtung wesentlich geringer. Für die durchgeführten Alterungstests (vgl. Abschnitt 8.4 bis 8.6) wurden die Verglasungsprüflinge mit dem 2 Komponenten-Silikon *GD920* (*Kömmerling)* abgedichtet.

8.1 Stagnationsverhalten

8.1.1 Experimentelle Untersuchungen

Um die auftretenden Temperaturen im Stagnationsfall an den Komponenten des Kollektors experimentell zu ermitteln, wird ein Versuchskollektor aus am Markt verfügbaren Komponenten verwendet:

- Obere Glasscheibe: eisenarm, beidseitig antireflexbeschichtet
- Untere Glasscheibe: Low-e beschichtet, Pilkington K Glass™
- Rückseitendämmung: 50 mm Mineralwolle
- Seitendämmung: 40 mm Melaminharzschaum

Für die Messungen wurde der Versuchskollektor mit zahlreichen Sensoren auf dem Absorber und der Verglasung ausgestattet. Die Messungen wurden unter reproduzierbaren Bedingungen im Sonnensimulator durchgeführt, bei Verzicht auf künstliche Bewindung (Luftgeschwindigkeit deutlich unter 1 m/s). Die Umrechnung auf Standardbedingungen (Bestrahlungsstärke 1000 W/m², Umgebungstemperatur 30 °C) erfolgt nach einer in (DIN 4757 1995) vorgestellten Methode. Diese Umrechnung wird auch auf Glasscheiben und Randverbund angewandt.

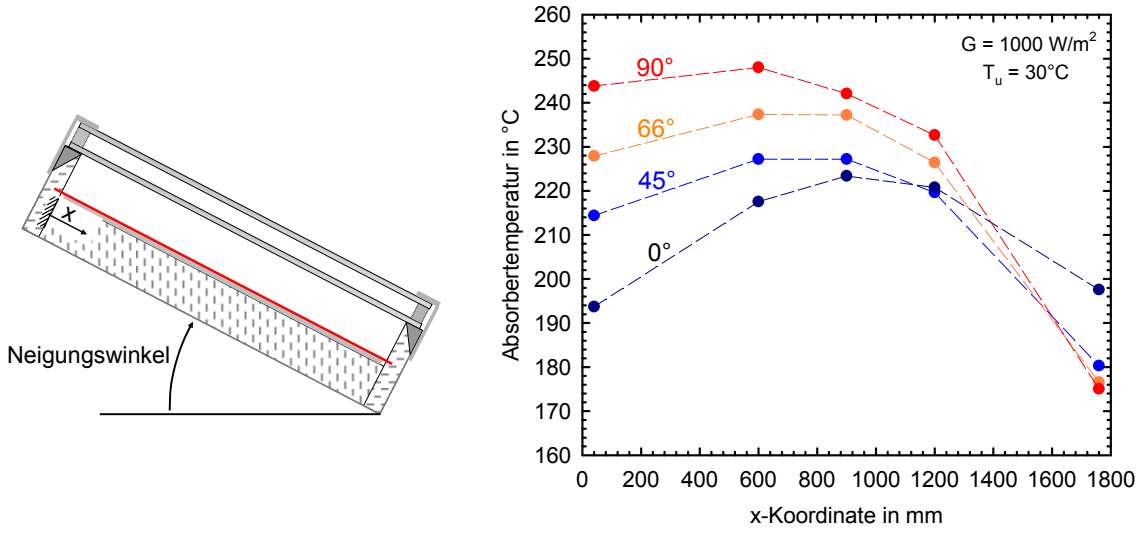


Abbildung 8.2: Temperaturprofil auf dem Absorber entlang eines Mittelschnitts des Versuchskollektors bei Stagnation für verschiedene Neigungswinkel, umgerechnet auf Standardbedingungen.

Abbildung 8.2 zeigt den Temperaturverlauf des Versuchskollektors als Funktion des Neigungswinkels, gemessen auf halber Breite des Absorbers. Aufgrund der Konvektionsvorgänge zeigt sich eine deutliche Abhängigkeit der gemessenen Temperaturen und Temperaturverläufe entlang des Kollektors vom Neigungswinkel. Bei 0° Neigung stellt sich ein annähernd symmetrisches Profil mit einer gemessenen maximalen Temperaturdifferenz von 49 K ein. Mit steigendem Neigungswinkel steigen die Temperaturen am oberen Ende des Absorbers an, während sie am unteren Ende absinken. Bei einer Neigung von 90° werden auf 2/3 Höhe des Absorbers eine maximale Temperatur von 248 °C und eine Temperaturdifferenz von 73 K gemessen. Die Maximaltemperatur liegt damit 21 K über der an gleicher Position und bei 45° Neigung gemessenen Temperatur (227 °C).

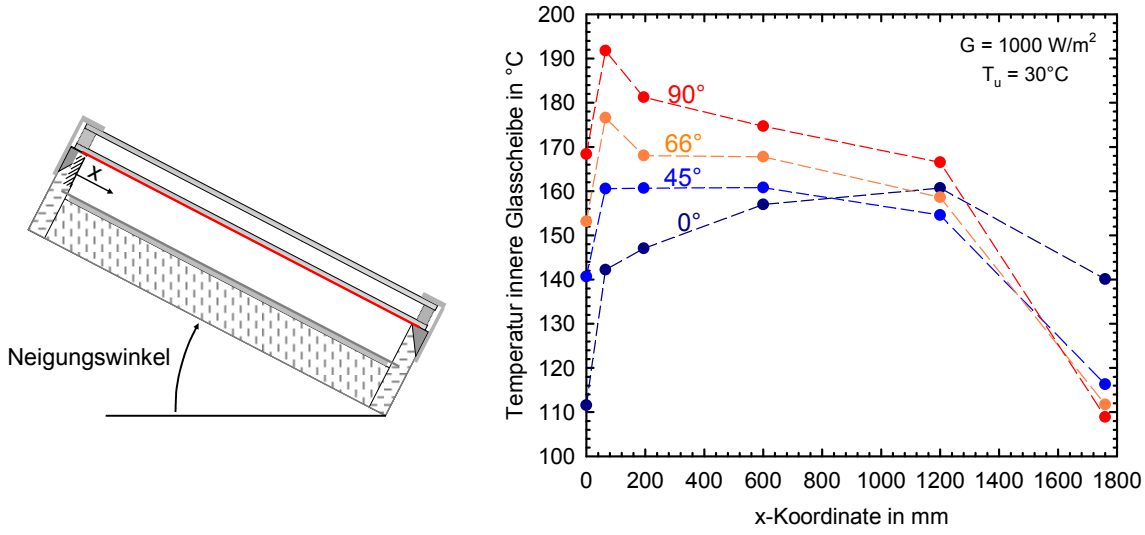


Abbildung 8.3: Temperaturprofil auf der inneren Glasscheibe entlang eines Mittelschnitts des Versuchskollektors bei Stagnation für verschiedene Neigungswinkel, umgerechnet auf Standardbedingungen.

Analog zu Abbildung 8.2 zeigt Abbildung 8.3 die Scheibentemperaturen der unteren Scheibe des doppelt verglasten Kollektors. Es zeigt sich ebenfalls, dass die Ausprägung des Temperaturprofils entlang der Scheibe mit steigendem Neigungswinkel ansteigt. Bei einem Neigungswinkel von 90° wird eine maximale Temperaturdifferenz auf der Scheibe von 83 K gemessen

Da bisher keine Erfahrungen zur Stabilität des Randverbundaufbaus der Isolierverglasung für die Kollektoranwendung bestehen, wird zunächst die auftretende Temperaturbelastung im Randverbund ermittelt. In Abbildung 8.4 sind aus den Messergebnissen ermittelte und auf Standardbedingungen übertragene Stagnationstemperaturen für den Randbereich des doppelt verglasten Kollektors dargestellt.

Die Temperaturen werden bei einem Kollektorneigungswinkel von 45° am oberen Ende des Kollektors auf halber Breite gemessen. Dabei wurden zwei unterschiedliche Auflagerkonstruktionen für die Verglasung verwendet:

- Zum einen ein Holzprofil, das durch die geringe Wärmeleitfähigkeit für eine minimierte Wärmebrückenwirkung vom Verglasungsrandbereich zum Kollektorgehäuse sorgt
- und zum anderen ein Aluminiumprofil, das eine erhöhte Wärmebrücke darstellt.

Durch die verbesserte thermische Anbindung des Randverbundes an die Umgebung mit dem Aluminiumprofil kann die Randverbundtemperatur signifikant gesenkt werden. Während beim Holzauflager ein Maximalwert von 118 °C gemessen wurde, liegt dieser beim Al-Auflager mit 105 °C deutlich darunter. Leistungsmessungen mit beiden Kollektorkonfigurationen zeigen keinen messbaren Unterschied im Wirkungsgrad des Kollektors. Damit wird deutlich, dass durch eine wärmebrückenreiche Konstruktion des Auflagers der Verglasung die Temperaturbelastung des Randverbundes gesenkt werden kann, falls die eingesetzten Materialien dies erfordern, ohne eine signifikante Leistungseinbuße des Kollektors zu verursachen.

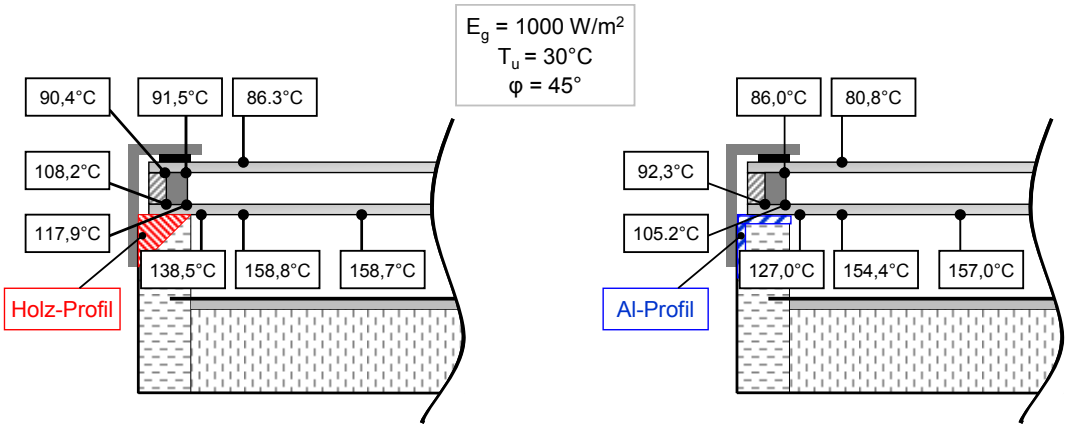


Abbildung 8.4: Stagnationstemperaturen im Randbereich (oben) eines doppeltverglasten Kollektors unter Normbedingungen (1000 W/m², 30 °C, 45° Neigung), links mit Holzauflager für die Verglasung, rechts Aluminiumauflager für die Verglasung (erhöhte Wärmebrücke).

Die Untersuchungen haben gezeigt, dass für grundlegende Betrachtungen zur Gebrauchstauglichkeit von Sonnenkollektoren das Temperaturprofil auf dem Absorber und der Glasscheibe wesentlich ist.

Die nach (EN 12975-2 2006) erfasste Stagnationstemperatur auf 2/3 Höhe des Absorbers ist nicht repräsentativ für die Temperaturen auf dem gesamten Absorber. Die an dieser Position gemessene Stagnationstemperatur gibt recht gut die Maximaltemperatur des Absorbers wieder, zeigt aber eine große Abweichung zu den im oberen und vor allem im unteren Bereich des Absorbers gemessenen Temperaturen.

Diese deutlichen Temperaturdifferenzen auf dem Absorber im Stagnationsfall können erhebliche thermomechanische Spannungen erzeugen. Als Folge können Bauteilversagen oder bleibende Verformungen des Absorbers auftreten. Auch für das Leersieden von Kollektoren oder den Restflüssigkeitsgehalt spielen die festgestellten hohen Temperaturdifferenzen auf dem Absorber eine sicherlich zu beachtende Rolle.

Die hohen Temperaturdifferenzen von mehr als 40 K auf der dem Absorber zugewandten Glasscheibe erfordern den Einsatz von Einscheibensicherheitsglas (ESG), das neben einer höheren Biegezugfestigkeit auch eine höhere Temperaturwechselfestigkeit aufweist als herkömmliches Floatglas. Bei Verwendung eines nicht gehärteten Glases sind allein aufgrund der Temperaturverteilung in der Glasscheibe unzulässig hohe Spannungen und damit ein Bruch der Scheibe zu erwarten. Dieses wurde in ersten Experimenten mit ungehärteter Scheibe bestätigt.

8.1.2 Extrapolation der zu erwartenden Belastung

Die vorgestellten experimentellen Ergebnisse wurden mit einer Kollektorkonfiguration ermittelt, die *Pilkington K Glass*™ als niedrig emittierende Glasscheibe verwendet. Um zu ermitteln welche Temperaturen am Absorber und im Randverbund mit dem im Rahmen des Projekts entwickelten Schichtsystem zu erwarten sind, werden Simulationen mit dem in Abschnitt 5 vorgestellten Kollektormodell durchgeführt. Weiterhin wird anhand von Simulationen eines solaren Heizsystems in der Simulationsumgebung *TRNSYS* (TRNSYS 2008) die zu erwartende Häufigkeitsverteilung der auftretenden Temperaturen im Randverbund ermittelt, mit dem Ziel Temperaturbelastungstests an Isolierverglasungen auszulegen und zu bewerten.

8.1.2.1 Kollektorkennwerte

Die erwarteten Wirkungsgradparameter des Kollektors werden mit Hilfe des vorgestellten stationären Kollektormodells ermittelt. Es werden die folgenden Parameter angenommen:

- Rückseitendämmung: 100 mm Mineralwolle
- Deckglasscheibe: beidseitig antireflexbeschichtetes Glas (τ_{solar} = 0,96)

- Innere Glasscheibe: ISFH AZO-Beschichtung (Pos. 3), Antireflexbeschichtung (Pos. 4) ($\tau_{solar} = 0{,}875$[19], $\rho_{solar} = 0{,}045$, $\varepsilon = 0{,}33$)
- Selektiver Kupferabsorber: ($\alpha_{solar} = 0{,}938$)
- Scheibenzwischenraum: 8 mm, Argon-Füllung
- Abstand Absorber-Glas: 25 mm

Der Einstrahlwinkelkorrekturfaktor wird mit dem Koeffizienten $b_0 = 0{,}13$ entsprechend der durchgeführten Messung (Abschnitt 5.2.2) simuliert. Die eingesetzte effektive Kollektorkapazität beträgt nach dem Berechnungsverfahren aus EN 12975-2 $c_{eff} = 9{,}5$ kJ/(m²K).

Für die Systemsimulation werden für die Betriebszustände des Kollektors und die Stagnationszustände des Kollektors zwei unterschiedliche Wirkungsgradparametersätze verwendet (vgl. Tabelle 8.1). Während des Betriebs wird die Simulation mit Parametern durchgeführt, die bei einer Windgeschwindigkeit (Luftgeschwindigkeit direkt oberhalb der Kollektorapertur) von $v_w = 3$ m/s ermittelt wurden, bei Stagnation werden Kollektorwirkungsgradparameter eingesetzt, die Windstille ($v_w < 1$ m/s) repräsentieren. Da Stagnation vorwiegend bei besonders sonnigen und windstillen Wetterlagen auftritt, soll damit ein möglichst realitätsnahes Verhalten des Kollektors erzeugt werden. Allerdings führen die Stunden, in denen hohe Einstrahlung bei hoher Windgeschwindigkeit und gleichzeitig stagnierendem Kollektor auftreten, zu einer Überbewertung der Belastung. Die Auslegung von Belastungstests anhand der erzielten Ergebnisse führt zu erhöhten Sicherheiten.

Tabelle 8.1: Kollektorwirkungsgradparameter im Betrieb und bei Stagnation des Kollektors.

		Betriebszustand	**Stagnationszustand**
Konversionsfaktor η_0	-	0.78	0.78
Wärmeverlustkoeffizient a_1	W/(m²K)	2.11	1.81
Wärmeverlustkoeffizient a_2	W/(m²K²)	0.0073	0.0073
Windgeschwindigkeit v_W	m/s	3	< 1

Die Verlustkoeffizienten bei Windstille werden ermittelt, indem die Absorbertemperatur bei Stagnation mit dem vorgestellten Kollektormodell berechnet und der Wärmeverlustkoeffizient a_1 so angepasst wird, dass der Wirkungsgrad bei dieser Temperatur gleich Null ist. Es ergibt sich eine Stagnationstemperatur von 255 °C bei einer Bestrahlungsstärke von $E_g = 1000$ W/m² und einer Umgebungstemperatur von 30 °C. Der Wert für a_1 im Stagnationsfall muss danach im Vergleich zum Betriebszustand mit Windeinfluss um 0,3 W/(m²K) auf 1,81 W/(m²K) reduziert werden.

[19] Es wird mit der zusätzlichen Antireflexschicht auf Position 4 ein um 2,5 %-Punkte höherer Transmissionsgrad im Vergleich zu den in Abschnitt 4.3.3 vorgestellten 85 % angenommen.

8.1.2.2 Bestimmung der maximalen Temperatur im Randverbund

Um die maximal auftretende Temperatur im Randverbund in der Systemsimulation zu bestimmen, wird aus den vorgestellten experimentellen Untersuchungen (vgl. Abschnitt 8.1.1) eine Regression ermittelt. Diese stellt den Zusammenhang zwischen Randverbundtemperatur $T_{R,max}$, Absorbertemperatur T_{Abs} und Umgebungstemperatur T_U her. Die Gleichung wird aus den im Stagnationsfall gemessenen Temperaturen mit dem verwendeten Versuchskollektor (Variante Holzauflager, vgl. Abbildung 8.4) abgeleitet

$$T_{R,\max} = 0{,}4563\,(T_{Abs} - T_U) + T_U \qquad \text{(Gl. 8.1)}$$

Es wird die Annahme getroffen, dass der Zusammenhang aus (Gl. 8.1) auf die hier verwendete Kollektorkonfiguration übertragbar ist. Bei einer Stagnationstemperatur am Absorber T_{Abs} = 255 °C (T_u = 30°C) ergibt sich somit eine maximale Randverbundtemperatur von $T_{Rand,max}$ = 133 °C. Dieser Wert ist zu vergleichen mit der höchsten Randverbundtemperatur von 117,9°C nach Abbildung 8.4, links. Die Steigerung der maximalen Randverbundtemperatur wird hauptsächlich durch die erhöhte Absorbertemperatur verursacht, die sich aufgrund der besseren Transmission der ISFH Low-e Schicht einstellt.

8.1.2.3 Solares Heizungssystem

Für die Systemsimulation wird das im *Task 32* des Progamms *Solar Heating and Cooling* der IEA in der Simulationsumgebung *TRNSYS* entwickelte standardisierte Gebäude mit standardisiertem Heizsystem verwendet. Eine detaillierte Beschreibung des Simulationsdecks liefert (Heimrath 2007). Weitere Einzelheiten sowie ein Schaltschema werden im Rahmen der Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen in Abschnitt 9.3 vorgestellt.

Das hier verwendete Gebäude ist ein Einfamilienhaus mit 140 m² Wohnfläche und einem jährlichen Heizenergiebedarf von 100 kWh/m²[20]. Das simulierte solare Heizsystem besteht aus 30 m² Kollektoren (45° Neigung, Südausrichtung) mit den vorgestellten Kollektorparametern und einem 2 m³ Pufferspeicher. Die Regelung stoppt die Pufferspeicherbeladung ab einer oberen Speichertemperatur von 90 °C; ab einer Kollektoraustrittstemperatur von 110 °C schaltet die Solarkreispumpe ab. Alle weiteren Randbedingungen können (Heimrath 2007) entnommen werden.

Die Simulationen werden für die Standorte Braunschweig (repräsentativ für mitteleuropäisches Klima) und Barcelona (repräsentativ für südeuropäisches Klima) mit Wetterdaten nach (Meteotest 2003) durchgeführt.

8.1.2.4 Ergebnisse

Die mit der Systemsimulation ermittelten Temperaturen am Absorber und Randverbund der Verglasung sind in Form von Histogrammen in Abbildung 8.5 und Abbildung 8.6

[20] 100 kWh gelten für den Referenzstandort Zürich, für die hier verwendeten Standorte Braunschweig und Barcelona weicht dieser Wert entsprechend der veränderten klimatischen Bedingungen ab.

dargestellt. Abbildung 8.5 zeigt die Häufigkeitsverteilung der Absorbertemperatur über einen Simulationszeitraum von einem Jahr für Braunschweig und Barcelona. Eine Säule im Diagramm zeigt dabei an, wie häufig (in h/a) Temperaturen in einem Intervall von ± 5 K um den angegebenen Wert auftreten. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wird auf die Darstellung von Temperaturen unterhalb von 95 °C verzichtet, da diese einen zu vernachlässigenden Einfluss auf die Belastung haben. Entsprechend sind in Abbildung 8.6 die Häufigkeitsverteilungen der Randverbundtemperaturen ab 55 °C dargestellt.

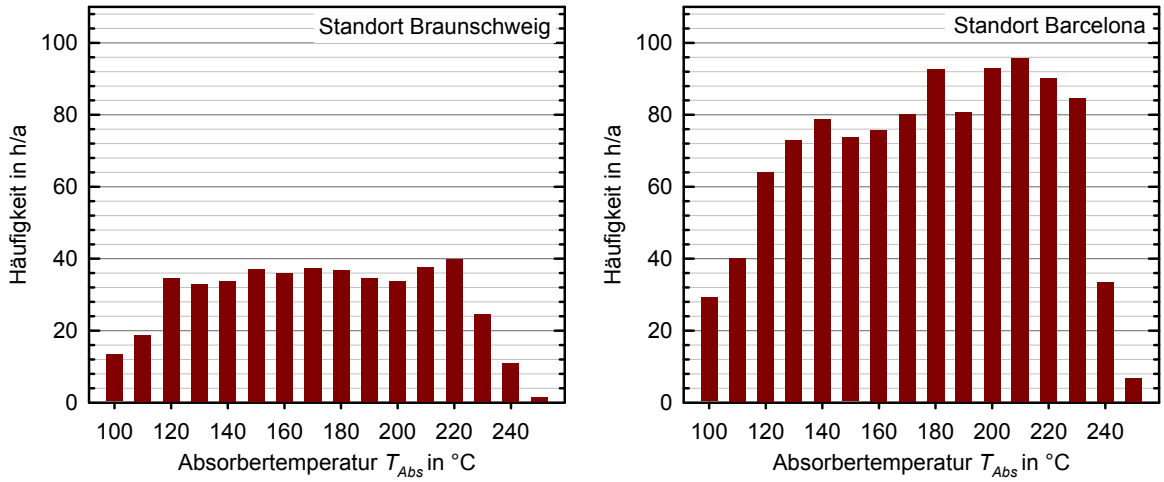


Abbildung 8.5: Häufigkeitsverteilung der Absorbertemperatur, dargestellt sind nur Werte für T_{Abs} > 95 °C.

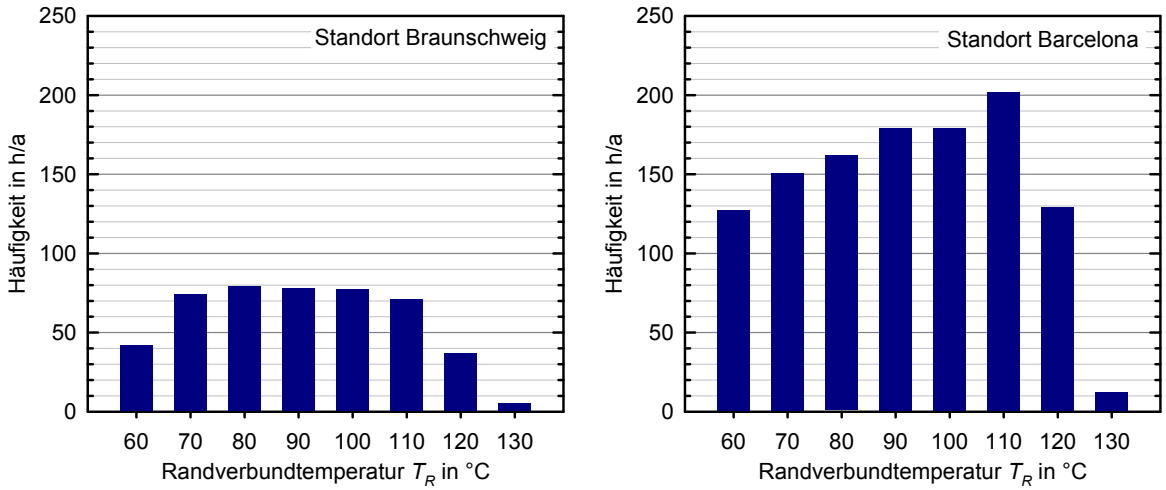


Abbildung 8.6: Häufigkeitsverteilung der maximalen Randverbundtemperatur, dargestellt sind nur Werte für T_R > 55 °C.

Die Simulation beinhaltet einige Annahmen, die eher zu einer Überschätzung der Temperatur im Randverbund führen: Die Korrelation zwischen Randverbundtemperatur und Absorbertemperatur (Gl. 8.1) wurde aus experimentellen Ergebnissen mit einem Ver-

suchskollektor abgeleitet, der über eine schlechte thermische Anbindung des Randverbundes an das Kollektorgehäuse verfügt[21]. Weiterhin wird, wie beschrieben, angenommen, dass in jeder Stagnationsphase sehr geringe Windgeschwindigkeiten $v_W < 1$ m/s vorliegen, was nicht immer der Realität entspricht. Andererseits können lokale Umgebungslufttemperaturen aufgrund des Mikroklimas (z. B. bei besonders windgeschützten Dächern) oberhalb der meteorologischen Temperaturen in den Wetterdatensätzen liegen. Insgesamt kann aufgrund der oben genannten Punkte angenommen werden, dass die Simulation zu einer leichten Überschätzung der Temperaturen im Randverbund führt. Damit führen Temperaturbelastungstests an Prototypverglasungen, die anhand der simulierten Jahreshäufigkeitsverteilungen bewertet werden, eher zu einer erhöhten Sicherheit.

8.2 Thermomechanisches Modell der Kollektorverglasung

Bei einer hermetisch abgedichteten Isolierverglasung entsteht mit steigender Temperatur durch Ausdehnung des Füllgases ein Druckanstieg im Scheibenzwischenraum, der zu einer Wölbung der Einzelscheiben führt. Bedingt durch diese mechanische Belastung treten mechanische Spannungen in den Glasscheiben sowie im Randverbund der Verglasung auf, die zum Glasbruch oder zur Rahmenundichtigkeit führen können. Daher ist es wichtig, die auftretenden Beanspruchungen für verschiedene Formate, Abstände und Scheibenstärken berechnen zu können. Für diese Zwecke wird ein bestehendes theoretisches Modell angepasst und experimentell validiert.

Mit dem Modell werden zunächst die mechanischen Größen wie maximale Auswölbung, Biegespannung sowie das sich ergebende Volumen des Scheibenzwischenraums in Abhängigkeit des Innendrucks ermittelt. Dazu wird ein Verfahren eingesetzt, das für Isolierverglasungen im Gebäudebereich entwickelt wurde (Wörner 2001).

Im konstruktiven Glasbau wird im Allgemeinen das Modell der allseitig linienförmig gelagerten Rechteckplatte für die Berechnung der mechanischen Belastungen von Glasscheiben verwendet. Bei den gebräuchlichen Scheibenabmessungen für Flachkollektoren ist in den meisten Fällen mit Verformungen zu rechnen, die größer als die Plattenstärke sind. In solchen Fällen überlagert sich dem Biegespannungszustand ein Membranspannungszustand, der sich zusätzlich an der Lastabtragung beteiligt und berücksichtigt werden muss.

Die maximale Biegespannung σ_{max} im Glas ergibt sich bei der Berücksichtigung der Membranspannungen zu (Wörner 2001):

$$\sigma_{\max} = \frac{a^2}{b^2} \cdot \mathrm{B}_\sigma \cdot q \qquad \text{(Gl. 8.2)}$$

[21] Das Kollektorgehäuse ist mit 40 mm Seitendämmung ausgestattet, die Verglasung liegt auf Holzauflagern auf, die die Verbindung zwischen Verglasung und Kollektorgehäuse bilden.

Die maximale Wölbung w_{max} im Mittelpunkt der Glasscheibe in Abhängigkeit des Innendrucks p in der Verglasung kann nach folgender Gleichung ermittelt werden:

$$w_{\max} = \frac{a^4}{E \cdot d^3} \cdot \mathrm{B}_w \cdot q \qquad \text{(Gl. 8.3)}$$

Es ergibt sich ein zusätzliches Volumen durch die Wölbung der Biegefläche:

$$V = \frac{a^4}{E \cdot d^3} \cdot \mathrm{B}_v \cdot A \cdot q \qquad \text{(Gl. 8.4)}$$

Die Faktoren B_w, B_σ und B_v sind dimensionslose Beiwerte, die in Abhängigkeit der normalisierten Belastung q^* ermittelt werden. Diese ergibt sich zu:

$$q^* = \frac{a^4}{d^4} \cdot \frac{q}{E} \qquad \text{(Gl. 8.5)}$$

mit

A	Fläche der Glasscheibe in mm²
a *bzw.* b	kleinere bzw. größere Kantelänge der Verglasung in mm
E	Elastizitätsmodul der Verglasung in mm
d	Dicke der Verglasung in mm
q	Flächenlast auf der Glasscheibe in N/mm²

Mit Hilfe der normalisierten Belastung q^* und dem Seitenverhältnis a/b können die Beiwerte B_w, B_σ und B_v aus Tabellenwerten nach (Wörner 2001) interpoliert werden.

Die Flächenlast q setzt sich aus dem Innendruck p im Scheibenzwischenraum und des senkrecht zur Glasoberfläche wirkenden Anteils der flächenbezogenen Gewichtskraft $f_{g\perp}$ zusammen:

$$q = p + f_{g\perp} = p + f_g \cdot \cos(\varphi) \qquad \text{(Gl. 8.6)}$$

Hierbei ist f_g die flächenbezogene Gewichtskraft der Glasscheibe und φ der Neigungswinkel der Verglasung bzw. des Kollektors.

Der Zusammenhang zwischen Temperatur, Volumen und Innendruck des Füllgases im Scheibenzwischenraum wird durch die ideale Gasgleichung hergestellt:

$$p \cdot V = m \cdot R \cdot T \qquad \text{(Gl. 8.7)}$$

Durch Gleichsetzten von der spezifischen Gaskonstante R und der Masse m für zwei unterschiedliche Zustände (Index 0 bzw. 1), kann die Temperatur des Füllgases bei bekannten Werten im Ausgangszustand (Index 0) berechnet werden:

$$p_1 = \frac{p_0 \cdot V_0 \cdot T_1}{V_1 \cdot T_0} \qquad \text{(Gl. 8.8)}$$

Mit Hilfe der dargestellten Gleichungen können somit die in Abbildung 8.7 grau hinterlegten Ausgangsgrößen in Abhängigkeit der mittleren Temperatur im Scheibenzwischenraum für einen definierten Verglasungsaufbau ermittelt werden.

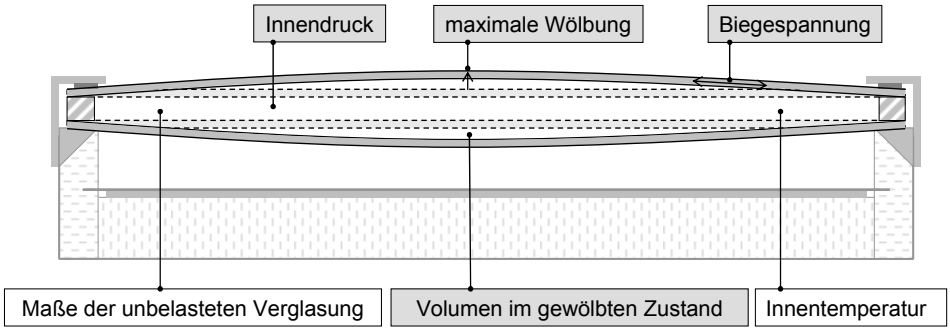


Abbildung 8.7: Eingangs- und Ausgangsgrößen des thermomechanischen Modells.

Um zu überprüfen, ob das Verfahren auch für die im Vergleich zur Architekturanwendung deutlich höheren Temperaturen, wie sie in Sonnenkollektoren zu erwarten sind, einsetzbar ist, wird eine experimentelle Untersuchung an einer kommerziellen Isolierverglasung durchgeführt.

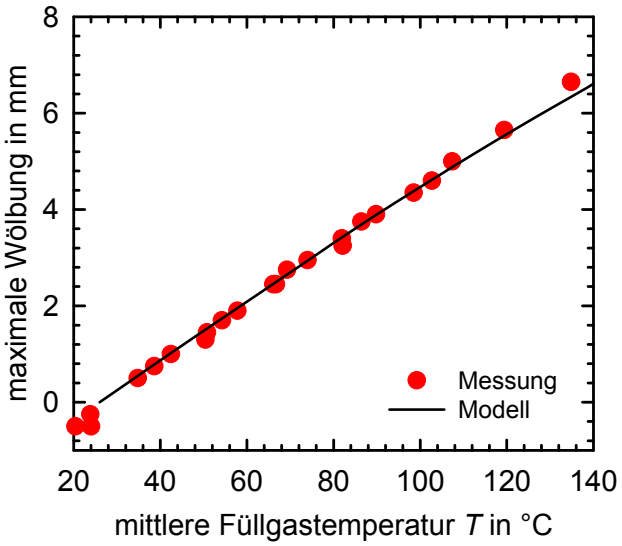




Abbildung 8.8: Temperaturbedingte Scheibenwölbung, links: Messergebnisse im Vergleich zu berechneten Werten, rechts: Messaufbau.

Die Verglasung wird in einem Hochtemperaturbelastungsprüfstand zur Ermittlung der Temperaturdifferenzbeständigkeit für Mehrfachverglasungen auf verschiedene Temperaturniveaus (Mittelwert beider Scheibentemperaturen) beheizt. Dabei wird jeweils im stationären Zustand die maximale Scheibenwölbung in der Mitte der Verglasung erfasst. Abbildung 8.8 zeigt eine gute Übereinstimmung von Messung und Berechnung der Scheibenwölbung, wodurch die Eignung des Modells bestätigt wird.

Mit Hilfe des Modells wird untersucht, wie sich hinsichtlich Scheibenabstand und Scheibenstärke unterschiedliche Verglasungsaufbauten in Bezug auf Wölbung und Druckent-

wicklung im Scheibenzwischenraum verhalten. Dazu wird eine Isolierverglasung mit einem kollektorüblichen Format von 1845 mm x 1125 mm unter einem Neigungswinkel von 45° betrachtet (gleiche Abmessungen wie in den Versuchskollektoren).

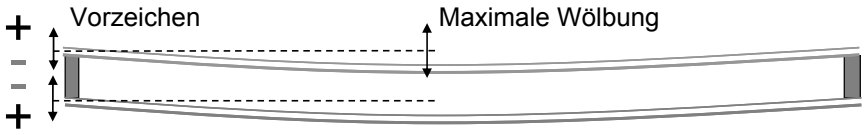


Abbildung 8.9: Vorzeichen der maximalen Scheibenwölbung.

Die maximale Wölbung der Scheiben tritt jeweils in der Mitte auf. In den folgenden Diagrammen wird für jede Scheibe die Wölbung vom Zwischenraum nach außen mit einem positiven Vorzeichen dargestellt (vgl. Abbildung 8.9)

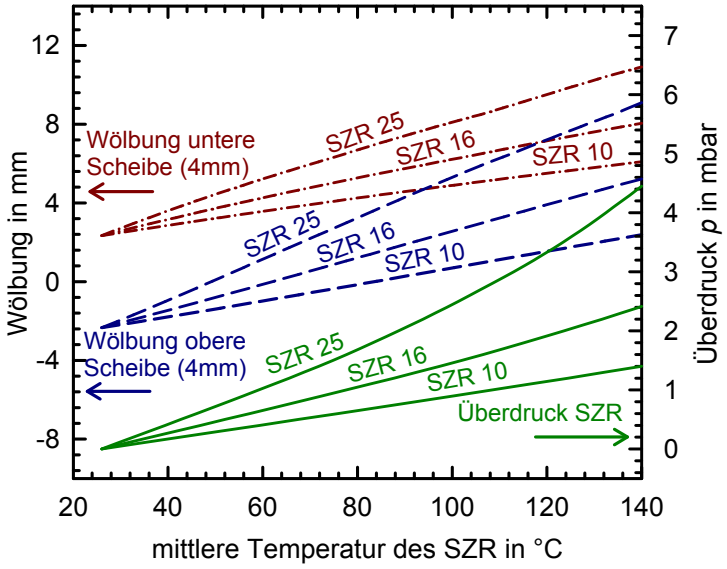


Abbildung 8.10: Maximale Scheibenwölbung und Überdruck im Scheibenzwischenraum (SZR) in Abhängigkeit der mittleren Temperatur im SZR; symmetrischer Aufbau 4mm / 4mm.

In Abbildung 8.10 bis Abbildung 8.12 werden der Verlauf der Scheibenwölbung der oberen und der unteren Scheibe sowie der Überdruck im Scheibenzwischenraum (SZR) in Abhängigkeit der mittleren Temperatur im Scheibenzwischenraum für drei verschiedene Verglasungen gezeigt. Die Verglasungen sind zunächst symmetrisch aufgebaut, sie verwenden zwei gleiche Scheiben von 4 mm, 3 mm bzw. 2 mm Stärke. Es werden jeweils Scheibenabstände (SZR) von 10 mm, 16 mm und 25 mm betrachtet. Durch die Neigung von 45° sorgt das Eigengewicht schon bei Raumtemperatur (ohne inneren Überdruck) für eine Wölbung der Scheiben. Es wird angenommen, dass die Befüllung bei Raumtemperatur auf den Atmosphärendruck erfolgt, so dass keine fertigungsbedingte Wölbung vorhanden ist.

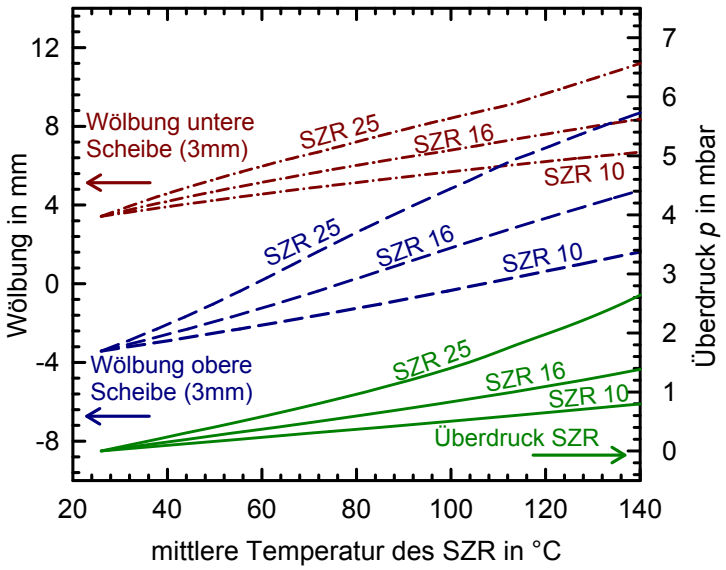


Abbildung 8.11: Maximale Scheibenwölbung und Überdruck im Scheibenzwischenraum (SZR) in Abhängigkeit der mittleren Temperatur im SZR; symmetrischer Aufbau 3mm / 3mm.

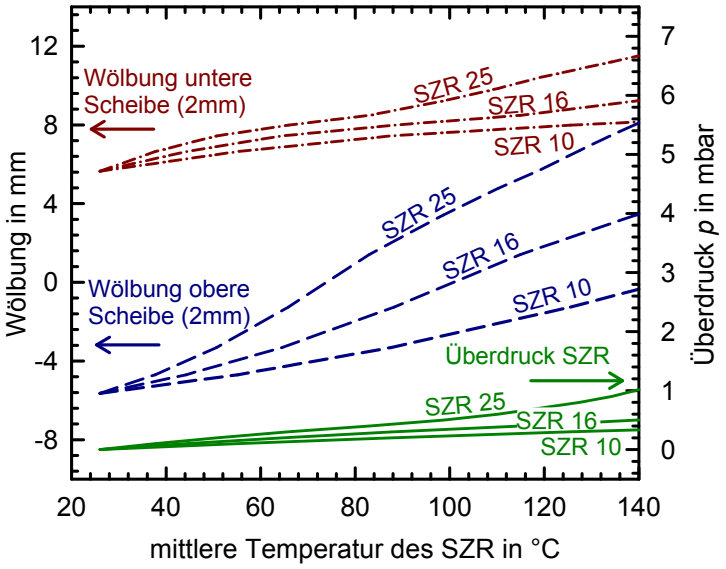


Abbildung 8.12: Maximale Scheibenwölbung und Überdruck im Scheibenzwischenraum (SZR) in Abhängigkeit der mittleren Temperatur im SZR; symmetrischer Aufbau 2mm / 2mm.

Aus den dargestellten Ergebnissen lassen sich folgende Erkenntnisse entwickeln:

- Je größer der Scheibenabstand, desto höher ist der Überdruck im Scheibenzwischenraum und die temperaturbedingte Wölbung der Einzelscheiben. Dies resultiert aus dem größeren Gasvolumen im SZR. Ein kleinerer Scheibenabstand wirkt sich somit positiv auf die mechanische Belastung von Einzelscheiben und Randverbund aus.
- Je dünner die Scheibe, desto höher ist die allein durch das Eigengewicht verursachte Wölbung.

- Je dünner die Scheiben, desto geringer ist der temperaturabhängige Überdruck im SZR. Ein geringer Innendruck reduziert wiederum die Zugbelastung des Randverbundes.

Wie sich bei einem asymmetrischen Verglasungsaufbau, mit unterschiedlichen Scheibendicken in einer Verglasung, die temperaturbedingten Verformungen und Drücke verhalten, zeigt beispielhaft Abbildung 8.13. Darin ist das Verhalten einer Verglasung mit 3 mm Glasscheibe oben und 4 mm Glasscheibe unten dargestellt. Es lässt sich im Vergleich zum symmetrischen Aufbau (zweimal 4 mm) feststellen:

- Der Überdruck im SZR wird um 30-35 % gesenkt,
- und die untere Scheibe zeigt eine geringere Wölbung. Dies ist für die Kollektoranwendung wichtig, damit der Zwischenraum Absorber-Verglasung erhalten bleibt.

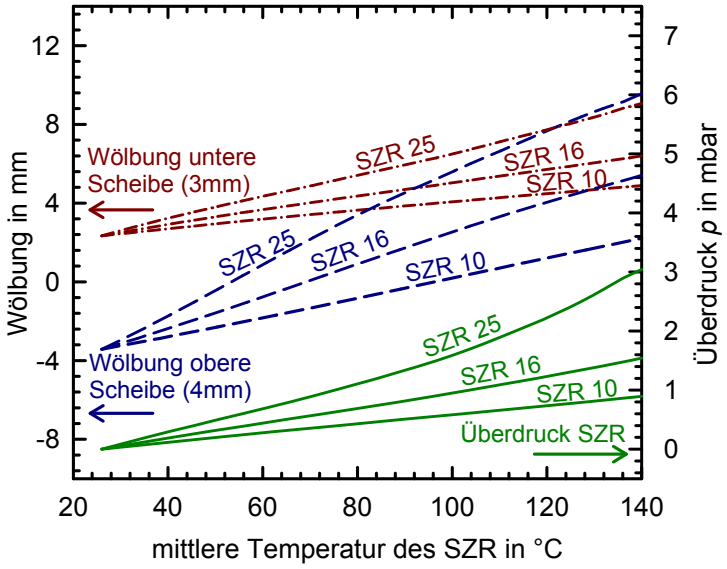


Abbildung 8.13: Maximale Scheibenwölbung und Überdruck im Scheibenzwischenraum (SZR) in Abhängigkeit der mittleren Temperatur im SZR; symmetrischer Aufbau 3mm / 4mm.

Für die weitere denkbare Variante einer 4 mm Glasscheibe oben und einer 2 mm Glasscheibe unten ergibt sich ein weiteres Absenken des Überdrucks im SZR um 30-35% gegenüber der in Abbildung 8.12 dargestellten Variante. Andererseits wölbt sich die untere Glasscheibe mehr als doppelt so stark, so dass sich bei hohen Temperaturen der Abstand zwischen Absorber und Verglasung stark verringert. Dies kann sich leicht reduzierend auf die Stagnationstemperatur und somit positiv auf die thermische Belastung des Kollektors auswirken.

Untersuchungen zur maximal auftretenden Biegespannung in den Einzelscheiben bei den oben betrachteten Verglasungsvarianten ergeben, dass die höchste Biegespannung bei der Variante 4 mm / 2 mm (SZR 25 mm, T_{SZR} = 140 °C) in der unteren Scheibe auftritt. Diese liegt bei 25 N/mm² und damit weit unterhalb der maximal zulässigen Biegespannung für Einscheibensicherheitsglas (ESG) von 120 N/mm². Bei dieser Untersuchung wird jedoch nur die durch die Scheibenwölbung entstandene Biegespannung berücksichtigt, sich

überlagernde thermomechanische Spannungen infolge eines Temperaturgradienten im Glas werden vernachlässigt.

Die dargestellten Ergebnisse lassen sich zu folgenden Aussagen zusammenfassen:

- Ein geringer Scheibenabstand senkt den Überdruck im SZR und damit die Spannung im Randverbund sowie die Verformung der Scheiben.
- Geringe Scheibendicken sorgen ebenfalls für einen geringeren Überdruck, jedoch für eine verstärkte Verformung der jeweiligen Scheibe.
- Ein asymmetrischer Aufbau führt zu weiteren Optionen, deren Vor- und Nachteile in den spezifischen Anwendungen betrachtet werden müssen.

Um eine Verglasung für die Anwendung im Kollektor zu optimieren, sind neben der mechanischen Stabilität vor allem die Gesichtspunkte Leistungsfähigkeit und Wirtschaftlichkeit von großem Interesse. Deshalb sind Kriterien wie

- Gewicht der Verglasung (beeinflusst Aufwand für Kollektormontage und die effektive Wärmekapazität des Kollektors),
- Veränderung des Abstands zwischen Absorber und Verglasung durch eine temperaturbedingte Wölbung der unteren Scheibe (wirkt sich auf die Wärmeverluste des Kollektors aus) und
- Kosten

bei der Auslegung zu berücksichtigen.

8.3 Mechanische Belastungstests an Isolierverglasungen

8.3.1 Mechanische Belastung von außen

Durch eine experimentelle Untersuchung soll der Einfluss einer erhöhten äußeren Drucklast, z. B. durch Wind oder Schnee, auf die Durchbiegung der beiden Einzelscheiben untersucht werden. Damit soll auch geklärt werden, ob eine hohe mechanische Belastung von außen zur Kollision der beiden Scheiben führen kann.

8.3.1.1 Messdurchführung

Die Messung wird mit Hilfe des mechanischen Belastungsprüfstandes am ISFH durchgeführt. Dazu wird eine Isolierverglasung mit asymmetrischem Aufbau mit einem mittleren Scheibenabstand von 8,55 mm, einer 3,2 mm sowie einer 4 mm Scheibe (beide ESG) in beiden möglichen Anordnungen (dünne Scheibe oben bzw. dicke Scheibe oben) von oben mit einer Flächenlast (Drucklast) beaufschlagt.

Jeweils in der Mitte der Scheibe wird die Durchbiegung der Glasscheiben ermittelt. Die auf die Verglasung ausgeübte äußere Flächenlast wird während der Messung zwischen 0 Pa und 2500 Pa variiert. Das Maximum von 2500 Pa entspricht nach (DIN 1055-5 2005) der in Deutschland maximal auftretenden Schneelast auf dem Boden in Gebieten bis zu einer Meereshöhe von 500 m ü.NN. Die Kraftaufbringung erfolgt langsam ansteigend,

dynamische Lastwechsel wie sie z. B. bei Windböen auftreten, können nicht nachgebildet werden.

Tabelle 8.2: Abmaße und sonstige Daten der Isolierverglasung.

	Glasscheibe 1	**Glasscheibe 2**
Dicke	3.2 mm	4 mm
Glas	ESG	ESG
Format	1845 mm x 1125 mm	
Scheibenabstand	8,55 mm	
Breite Randverbund	16 mm	
Aufbau Randverbund	Primärdichtung: 8 mm modifiziertes Butyl Sekundärdichtung: 8 mm Silikon	

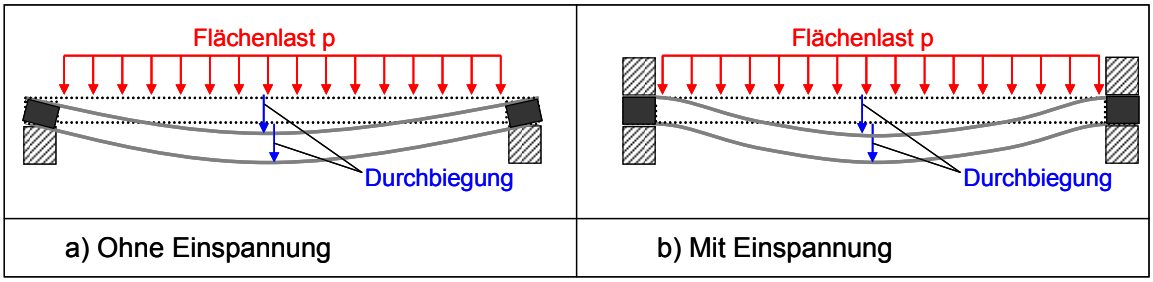


Abbildung 8.14: Prinzipskizze des Messaufbaus a) ohne Einspannung und b) mit Einspannung.

8.3.1.2 Ergebnisse Isolierverglasung aufgelegt

Eine erste Messreihe wurde mit einem Auflager durchgeführt, das aus Aluminiumprofilen besteht und nur Kräfte von oben aufnehmen kann. Die Verglasung liegt im Bereich des Randverbundes auf dem Auflager auf. (vgl. Abbildung 8.14 a) und Abbildung 8.15).

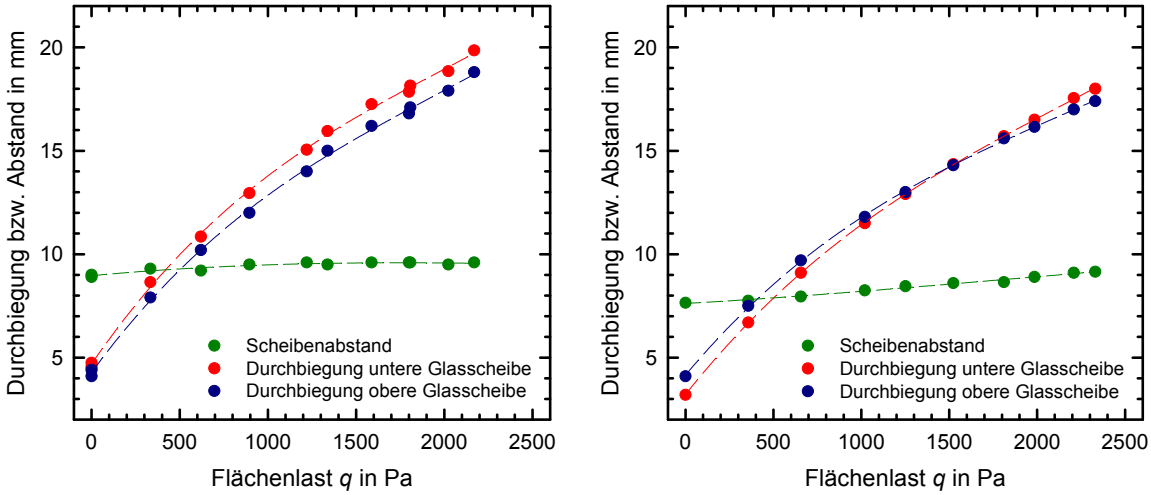
Die Diagramme in Abbildung 8.16 zeigen die gemessenen Durchbiegungen an der oberen bzw. an der unteren Glasscheibe in Abhängigkeit der äußeren Drucklast für beide möglichen Orientierungen der Verglasungen.

Folgende Erkenntnisse lassen sich aus den Diagrammen ableiten:

- Der Scheibenabstand verringert sich nicht mit steigender äußerer Belastung. Damit kann eine Kollision der Scheiben bei erhöhter äußerer Last ausgeschlossen werden.
- Wenn die dünnere Scheibe oben liegt, ist die Durchbiegung der beiden Einzelscheiben geringer als im umgekehrten Fall. Diese Verglasungsanordnung weist somit eine höhere Biegesteifigkeit auf.



Abbildung 8.15: Isolierverglasung im Prüfstand, ohne Einspannung.



4 mm Glasscheibe oben,
3,2 mm Glasscheibe unten

3,2 mm Glasscheibe oben,
4 mm Glasscheibe unten

Abbildung 8.16: Durchbiegung und Scheibenabstand in Abhängigkeit der äußeren Drucklast, Verglasung aufgelegt, links mit der 3,2 mm Glasscheibe nach oben, rechts mit der 4 mm Glasscheibe nach oben.

Während der Messung wurde festgestellt, dass sich die gesamte Verglasung an den Ecken vom Auflager abhebt. Eine Verglasung im Kollektor wird vom Kollektorgehäuse sowohl von unten als auch von oben gestützt. Um die reale Einbausituation abzubilden, wurde eine zweite Messreihe durchgeführt, bei der eine Einspannung des Verglasungsrandes vorgenommen wurde. Dadurch wird ein Abheben an den Ecken der Verglasung verhindert.

8.3.1.3 Ergebnisse Isolierverglasung eingespannt

Abbildung 8.14 b) und Abbildung 8.17 zeigen den Messaufbau mit eingespanntem Prüfling. Durch ein zweites Aluminiumprofil, das von oben über dem Randverbund angebracht ist, wird eine Einspannung der Verglasung erreicht.

Abbildung 8.18 zeigt die Durchbiegung und den Scheibenabstand in Abhängigkeit der äußeren Druckbelastung. Analog zur ersten Messreihe mit aufgelegter Verglasung (vgl. Abbildung 8.16) lässt sich feststellen:

- Der Scheibenabstand bleibt mit steigender Belastung annähernd konstant (keine Scheibenkollision zu erwarten).
- Der Verglasungsaufbau mit der dünneren Glasscheibe (3,2 mm) oben weist eine höhere Biegesteifigkeit auf

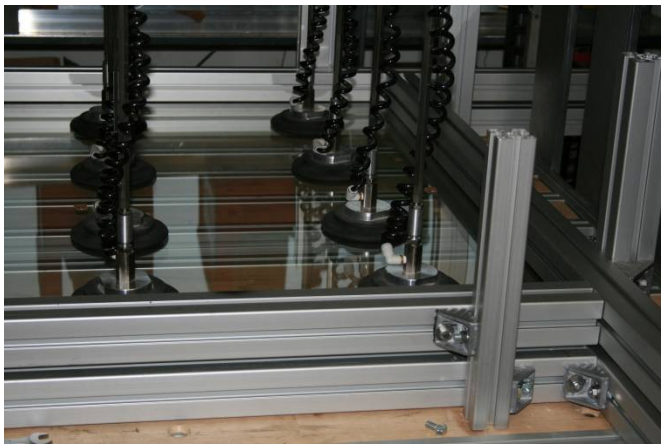
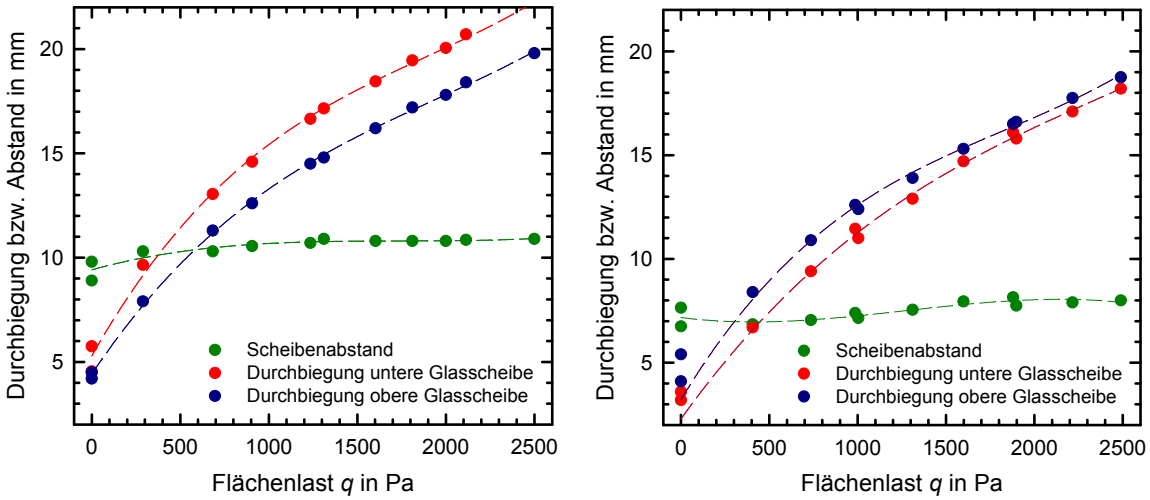


Abbildung 8.17: Isolierverglasung im Prüfstand, mit Einspannung.



4 mm Glasscheibe oben,
3,2 mm Glasscheibe unten

3,2 mm Glasscheibe oben,
4 mm Glasscheibe unten

Abbildung 8.18: Durchbiegung und Scheibenabstand in Abhängigkeit der äußeren Drucklast, Verglasung eingespannt, links mit der 3,2 mm Glasscheibe nach oben, rechts mit der 4 mm Glasscheibe nach oben.

Vergleicht man die Ergebnisse der beiden Messreihen (aufgelegter bzw. eingespannter Prüfling) miteinander, lassen sich keine signifikanten Unterschiede feststellen.

Die Doppelverglasung zeigt im Vergleich zu einer Einfachverglasung eine deutlich höhere Steifigkeit. Messungen an einer Einfachglasscheibe (3,2 mm) haben im Vergleich zur Zweifachverglasung eine um ca. 35% höhere Durchbiegung bei gleicher Belastung ergeben.

8.3.2 Erhöhter Innendruck

Um zu untersuchen, wie sich ein erhöhter Innendruck in einer gasdichten Isolierverglasung (Daten der Verglasung vgl. Tabelle 8.2) auf die Dehnung im Randverbund auswirkt, wurde durch Einblasen von Druckluft künstlich ein Überdruck in einer Isolierverglasung erzeugt. An verschiedenen Stellen im Bereich des Randverbundes wurde die Verglasungsstärke mit Hilfe einer Bügelmessschraube gemessen (vgl. Abbildung 8.19). Der Innendruck wurde mit einem Schrägrohrmanometer ermittelt.

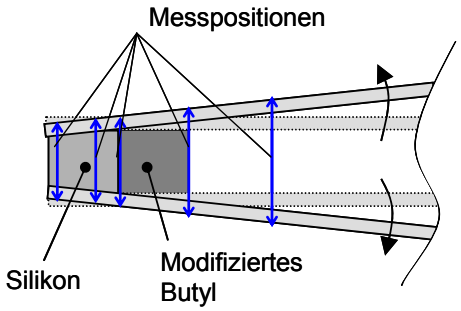


Abbildung 8.19: Messpunkte zur Ermittlung der Dehnung im Randverbund.

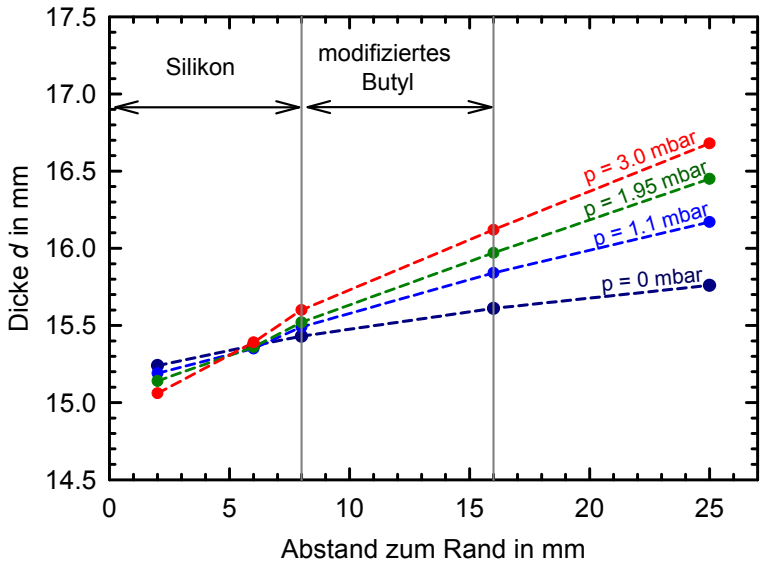


Abbildung 8.20: Dicke der Verglasung über dem Abstand zum Rand der Verglasung, aufgetragen für unterschiedliche Überdrücke im Scheibenzwischenraum bis 3 mbar.

Die gemessenen Verglasungsstärken im Bereich des Randverbundes für verschiedene Überdrücke im Scheibenzwischenraum (SZR) sind in Abbildung 8.20 dargestellt. Es wird deutlich, dass bereits ohne vorhandenen Überdruck im SZR die Dicke der Verglasung im

Bereich des Randverbundes nach außen hin abnimmt. Grund dafür ist vermutlich eine Schrumpfung des Silikons beim Aushärten.

Die neutrale Faser des Randverbundes, in der unabhängig vom Überdruck im SZR keine Verformung stattfindet, liegt ca. 6 mm vom Rand der Verglasung entfernt. Weiter außen findet bei Innen-Überdruck eine Stauchung des Silikons, weiter innen eine Dehnung des Randverbundes (zum größten Teil im Abstandhalter aus modifiziertem Butyl) statt.

Die maximale Dehnung des Randverbundes findet im Abstandhalter an der Grenzfläche zum SZR statt. Die Dehnung ε ist definiert als das Verhältnis von Längenänderung Δl unter Belastung zur Ausgangslänge l_0.

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0} \qquad \text{(Gl. 8.9)}$$

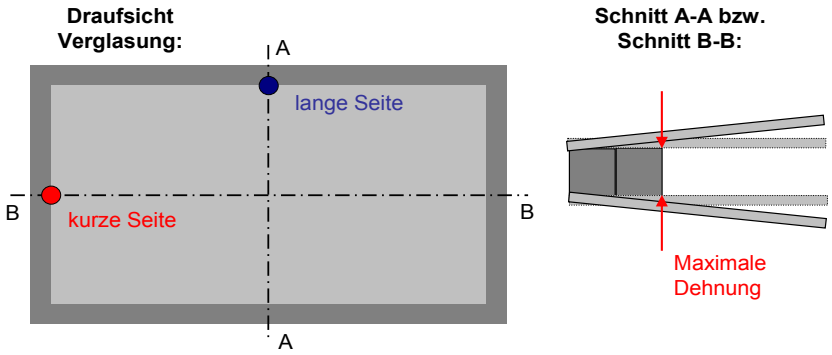


Abbildung 8.21: Position der maximalen Dehnung im Randverbund.

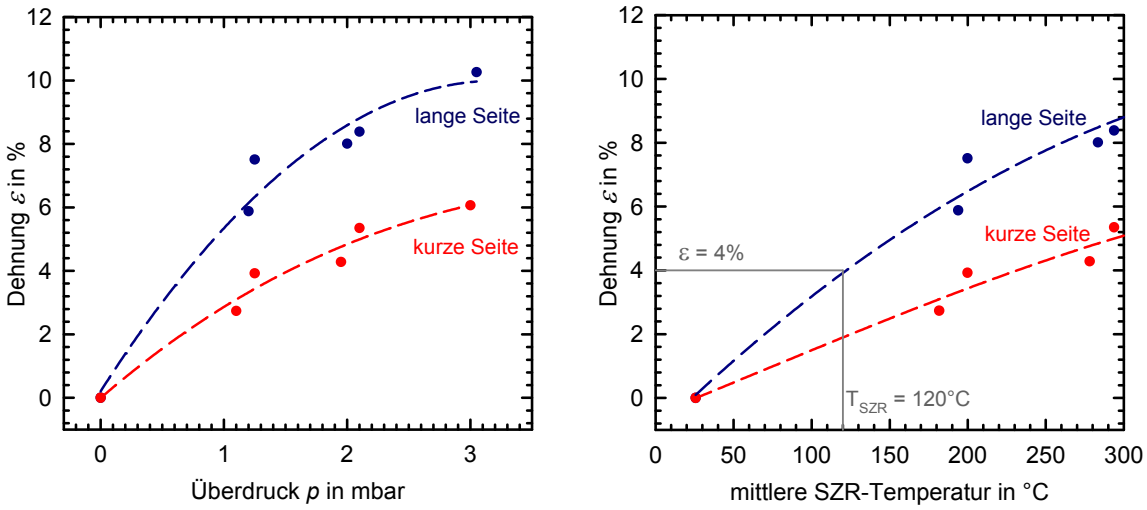


Abbildung 8.22: Maximale Dehnung im Randverbund, in Abhängigkeit des Innendrucks (gemessen) und in Abhängigkeit der mittleren Temperatur im SZR (umgerechnete Messwerte).

In Abbildung 8.22 (links) ist die maximale Dehnung im Randverbund über dem künstlich erzeugten Druck im SZR dargestellt. Mit Hilfe des Modells zur Berechnung der temperaturbedingten Belastung von Isolierverglasungen (vgl. Abschnitt 8.2) wird dieser Druck in eine mittlere Temperatur, die in einer gasdichten Isolierverglasung herrschen würde, umgerechnet. Die Dehnung des Randverbundes über der mittleren Scheibenzwischenraumtemperatur ist in Abbildung 8.22 (rechts) dargestellt. Die blauen Kurven zeigen die maximale Dehnung im Schnitt A-A (Breite der Verglasung) und die roten die maximale Dehnung im Schnitt B-B (Länge der Verglasung) (vgl. Abbildung 8.21).

Es wird im Stagnationsfall eine mittlere Scheibenzwischenraumtemperatur von etwa 120 °C erwartet, was bei einer Kombination aus einer 4 mm und einer 3,2 mm starken Scheibe einer Dehnung im Abstandhalter aus modifiziertem Butyl von 4 % entspricht. Selbst bei einer mittleren SZR-Temperatur von 150 °C, welche einem Überdruck im SZR von ca. 1 mbar entspricht, wird eine maximale Dehnung von weniger als 5 % erreicht. Diese Dehnung ist nach Angaben des Herstellers *Kömmerling Chemische Fabrik* für den verwendeten Primärdichtstoff aus modifiziertem Butyl als unkritisch anzusehen.

Diese Situation muss allerdings neu bewertet werden, wenn statt der kollektorüblichen Verglasungsgröße deutlich kleinere Kollektoren gefertigt werden.

8.4 Hochtemperaturbelastung

8.4.1 Durchführung

Die Alterung der Verglasungen unter extremer thermischer Belastung erfolgt durch eine zyklische Belastung von Verglasungen im Kollektorformat (1845 mm x 1125 mm) in einem Temperaturbelastungsprüfstand:

- *Pilkington K Glass*™ mit niedrig emittierender Beschichtung (4,0 mm Glasstärke, ESG, innere Glasscheibe)
- *CentroSolar HiT-C+* mit beidseitiger Antireflexbeschichtung (3,2 mm Glasstärke, ESG, äußere Glasscheibe)
- Randverbund bestehend aus modifiziertem Butyl (Primärdichtstoff) und Silikon (Sekundärdichtstoff), Hersteller *Kömmerling*

Die thermomechanisch bedingten Verformungen und Belastungen der gasgefüllten Verglasungen hängen stark vom Format der Glasscheiben ab. Um realistische Testbedingungen zu gewährleisten, ist es deshalb wichtig, ein praxisgerechtes Format der Testverglasungen zu wählen. Im Prüfstand wird die Verglasung durch eine von unten angebrachte Kammer beheizt. Diese Heizseite des Prüfstandes emuliert das Kollektorgehäuse mit Absorber im Stagnationsfall, in das die Verglasung eingesetzt ist. Von oben ist eine weitere Kammer über der Verglasung angebracht, die die Umgebung emuliert und durch Kühlkonvektoren auf ca. 35 °C temperiert wird. Weitere Details zum Aufbau des Prüfstands können (Kirchner 2008) entnommen werden. Als Regelgröße für die Heizleistung dient die maximale Randverbundtemperatur (T_{R2} in Abbildung 8.25). In Abbildung 8.24 ist qualitativ der Verlauf eines Belastungszyklus dargestellt. Die Randverbundtemperatur

wird auf eine obere Grenztemperatur aufgeheizt, dort ca. 6 Stunden gehalten und anschließend abgekühlt und direkt wieder aufgeheizt.

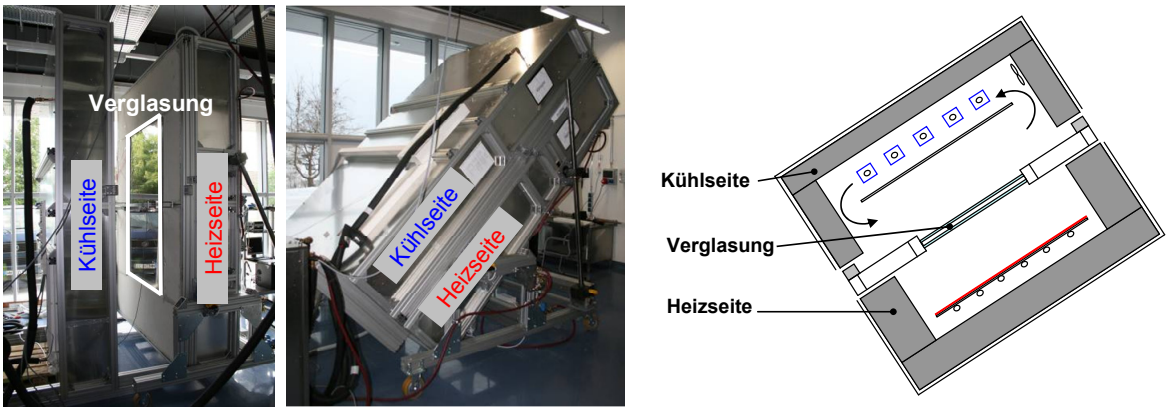


Abbildung 8.23: Aufbau des Hochtemperaturbelastungsprüfstands.

Insgesamt werden drei gleich aufgebaute Prüflinge bei verschiedenen maximalen Randverbundtemperaturen von 130 °C (DT1), 140 °C (DT2) und 150 °C (DT3) zyklisch belastet. Prüfling DT1 wird in horizontaler Lage im Prüfstand eingebaut, DT2 und DT3 werden bei 45° Neigung belastet. Bei 45° Neigung wird in der Verglasung eine Temperaturverteilung erzeugt, die die Verteilung in einem stagnierenden Kollektor gut nachbildet. Die Randbedingungen für die Belastung der einzelnen Prüflinge sind in Tabelle 2.1 dargestellt.

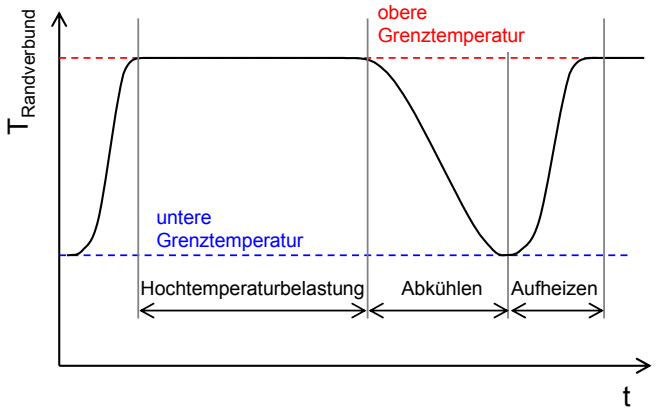


Abbildung 8.24: qualitativer zeitlicher Verlauf der Randverbundtemperatur über einen Belastungszyklus.

Während der Belastung werden an insgesamt 12 Positionen an den Prüflingen die Temperaturen gemessen und aufgezeichnet. In Abbildung 8.25 sind die Positionen der Sensoren dargestellt, die für die weitere Auswertung der Belastung verwendet werden. Es werden die Temperaturen T_{R2} und T_{R4} auf der der Heizseite zugewandten Glasscheibe und T_{R1} auf der der Kühlseite zugewandten Glasscheibe im Bereich des Randverbundes betrachtet.

Tabelle 8.3: Randbedingungen der Hochtemperaturbelastung

	Prüfling		
	DT1	**DT2**	**DT3**
Neigung	0° (horizontal)	45°	45°
Max. Randverbundtemperatur	130 °C	140 °C	150 °C
Dauer Hochtemperaturphase pro Zyklus	6 h	6 h	6 h
Dauer Abkühlphase pro Zyklus	ca. 1 h	ca. 2 h	ca. 2,5 h
Dauer Aufheizphase pro Zyklus	ca. 1 h	ca. 1 h	ca. 1 h

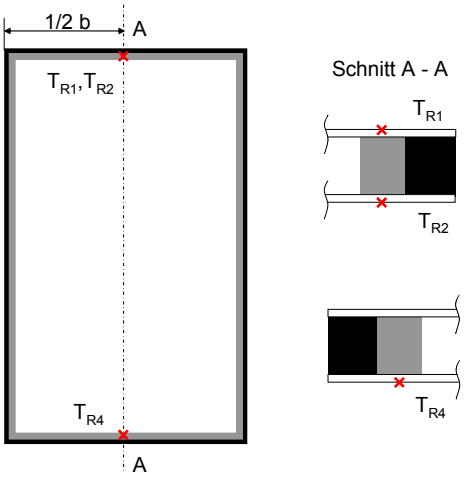


Abbildung 8.25: Position der Temperatursensoren an den Langzeitexpositionsprüflingen.

In Abbildung 8.26 (links) ist der zeitliche Verlauf der Temperatur an den drei in Abbildung 8.25 markierten Positionen an den Prüflingen DT1, DT2 und DT3 für einen typischen Belastungszyklus dargestellt. Die Temperatur T_{R2} kennzeichnet dabei näherungsweise die maximal am Randverbund vorliegende Temperatur. Für den Prüfling DT1 liegen T_{R2} und T_{R4} auf einem Niveau, da der Prüfling in horizontaler Lage belastet wird. Bei den um 45° geneigten Prüflingen DT2 und DT3 liegt die Differenz zwischen der maximalen Randverbundtemperatur an der oberen Seite der Verglasung (T_{R2}) und der unteren Seite der Verglasung (T_{R4}) bei ca. 30 K. Diese Differenz wurde auch bei den Messungen im stagnierenden Kollektor bei 45° Neigung (vgl. Abbildung 8.3) ermittelt. Somit kann gezeigt werden, dass die Temperaturverteilung im Randverbund der Verglasung im stagnierenden Kollektor gut im Prüfstand nachgebildet werden kann.

Abbildung 8.26 (rechts) zeigt die Häufigkeitsverteilung der maximalen Randverbundtemperaturen T_{R2} und T_{R4}, die über dem gesamten Belastungszeitraum erzielt wurde. Dabei kennzeichnet eine über einer Temperatur aufgetragene Säule die Häufigkeit der gemessenen Temperaturen in einem Bereich von ± 5 K um diesen Wert. Jeder Prüfling wird jeweils über 400 h auf der oberen Grenztemperatur belastet.

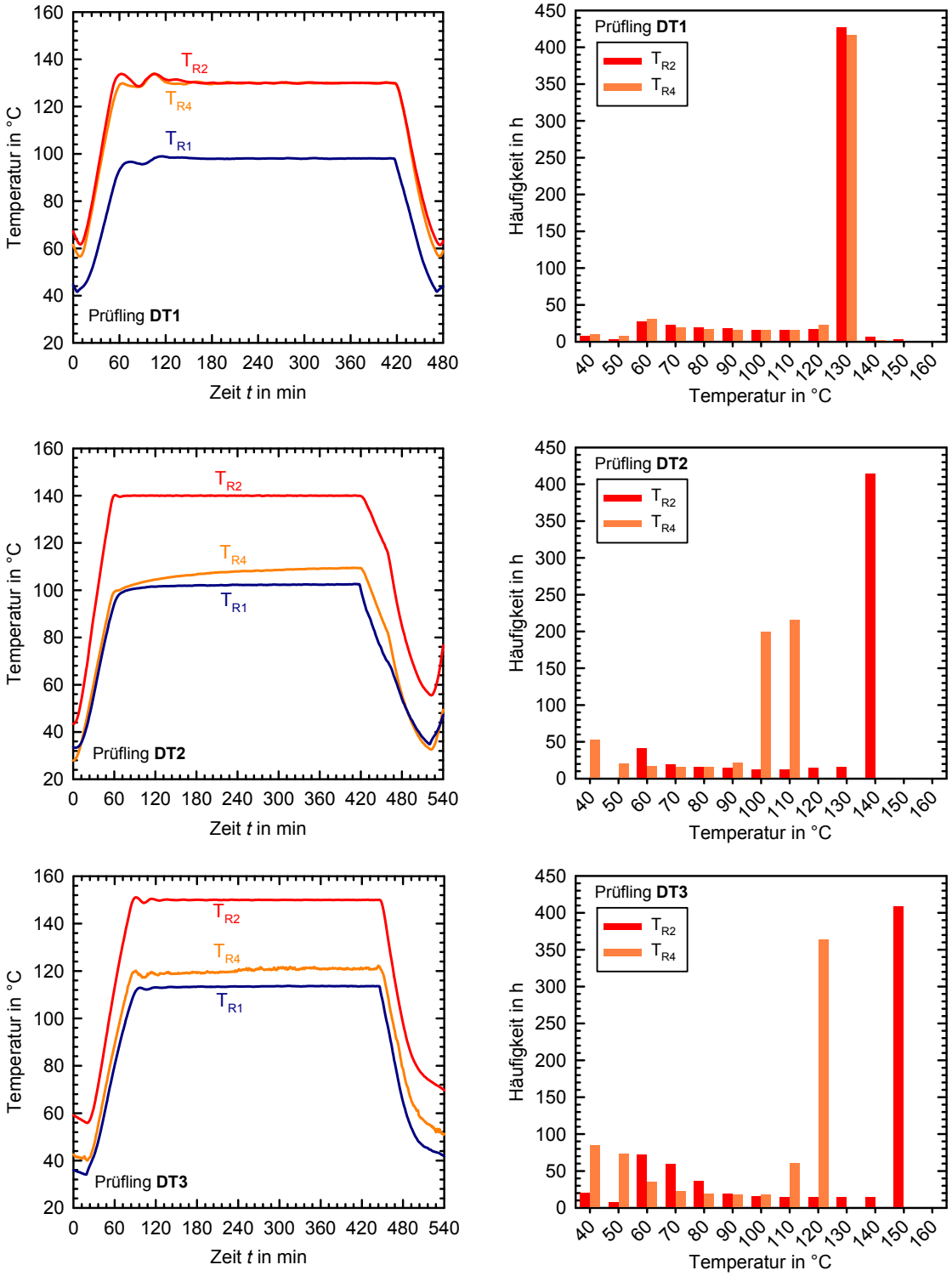


Abbildung 8.26: Typischer Verlauf ausgewählter Temperaturen innerhalb eines Belastungszyklus (links) und Häufigkeitsverteilung der maximalen Temperaturen (rechts) für die Prüflinge DT1, DT2 und DT3.

Um diese im Prüfstand aufgebrachte thermische Belastung in eine äquivalente thermische Belastung bei Verwendung in einem Kollektor, der in einem solaren Heizungssystem betrieben wird, zu ermitteln, werden die in Abschnitt 8.1.2 vorgestellten

Simulationsergebnisse herangezogen. Die Profile der Häufigkeitsverteilungen der auftretenden Randverbundtemperaturen im Prüfstand (vgl. Abbildung 8.26) unterscheiden sich deutlich von den im simulierten Kollektorbetrieb auftretenden Randverbundtemperaturen (vgl. Abbildung 8.6). Um diese unterschiedlichen Belastungsprofile miteinander vergleichen zu können, werden beide Häufigkeitsverteilungen auf eine normierte Belastungsdauer bei einer Temperatur von 110 °C umgerechnet. Für die normierte Belastungsdauer $t_{norm,110°C,Pr}$ im Prüfstand in Stunden wird folgende Gleichung definiert:

$$t_{norm,110°C,\mathrm{Pr}} = \ldots + 4t_{130°C} + 2t_{120°C} + t_{110°C} + \tfrac{1}{2}t_{100°C} + \tfrac{1}{4}t_{90°C} + \ldots \qquad \text{(Gl. 8.10)}$$

Es werden die Belastungszeiten der einzelnen Temperaturintervalle mit einem Wichtungsfaktor versehen und anschließend aufsummiert. Der Wichtungsfaktor nimmt für die Belastungszeit im Temperaturintervall um 110 °C den Wert 1 an. Ausgehend von 110 °C wird bei einer Erhöhung der Temperatur um 10 °C jeweils der Wichtungsfaktor verdoppelt und bei einer Verringerung der Temperatur um 10 °C der Wichtungsfaktor halbiert. Dieser Vorgehensweise liegt die Annahme zugrunde, dass eine Temperaturerhöhung um 10 °C zu einer Verdoppelung der thermischen Belastung führt und damit die Lebensdauer des Dichtstoffs halbiert[22]. Falls keine materialspezifischen Daten vorliegen, wird diese vereinfachte Methode zur Bewertung von Alterungstests an Dichtstoffen auch von dem Dichtstoffhersteller angewandt und empfohlen (Semar 2009).

Entsprechend wird für die im System auftretende Belastung eine normierte Häufigkeit $h_{norm,110°C,Sim}$ in Stunden pro Jahr nach folgender Gleichung ermittelt:

$$h_{norm,110°C,Sim} = \ldots + 4h_{130°C} + 2h_{120°C} + h_{110°C} + \tfrac{1}{2}h_{100°C} + \tfrac{1}{4}h_{90°C} + \ldots \qquad \text{(Gl. 8.11)}$$

Die äquivalente Belastung im System $t_{äq}$ in Jahren kann somit wie folgt berechnet werden[23]:

$$t_{äq} = \frac{t_{norm,110°C,\mathrm{Pr}}}{h_{norm,110°C,Sim}} \qquad \text{(Gl. 8.12)}$$

Mit den in Abschnitt 8.1.2 gezeigten simulierten Häufigkeitsverteilungen der Randverbundtemperatur für Mitteleuropa (Standort Braunschweig) und Südeuropa (Standort Barcelona) ergeben sich die in Tabelle 8.4 dargestellten äquivalenten Belastungszeiten für die Verglasungsprüflinge DT1, DT2 und DT3.

---

[22] Diese Annahme bezieht sich auf die Reaktionsgeschwindigkeits-Temperatur-Regel (RGT-Regel) in der chemischen Kinetik. Sie kann auf die Arrhenius-Gleichung zurückführt werden.

[23] Die Temperatur von 110 °C, auf die normiert wird, ist willkürlich gewählt. Der Wert für die äquivalente Belastungszeit $t_{äq}$ ist nicht abhängig von dieser Temperatur, bei Normierung auf 120 °C oder 130 °C ergibt sich ein identischer Wert für $t_{äq}$.

Tabelle 8.4: Äquivalente Belastungszeit $t_{äq}$ für die Prüflinge DT1 bis DT3.

	Äquivalente Belastungszeit $t_{äq}$ in Jahren		**maximale Randverbundtemperatur**
Prüfling	Mitteleuropa (Braunschweig)	Südeuropa (Barcelona)	$T_{Rand,max}$ in °C
DT1	7,7	2,8	130
DT2	14,2	5,0	140
DT3	28,0	10,1	150

8.4.2 Untersuchung der Degradation

Die drei Prüflinge werden vor der Belastung untersucht und dann jeweils nach 100 h, 200 h, 300 h und 400 h Hochtemperaturbelastung visuell begutachtet. Dabei wird auch Ihre Dicke gemessen. Weiterhin wird bei einer Eingangsprüfung und nach 400 h Hochtemperaturbelastung der Gasfüllgrad der Verglasung gemessen und die Dehnung im Randverbund bei erhöhtem Innendruck ermittelt.

8.4.2.1 Gasfüllgrad

Der Gasfüllgrad[24] der Prüflinge wurde vor und nach der gesamten Hochtemperaturbelastung gemessen. Dabei wurden 2 unterschiedliche Verfahren eingesetzt:

- Vor der Belastung (0 h): Zerstörungsfreie Messung mit dem *GasGlass*-Verfahren von *Sparklike*[25], von außen ohne ein Durchstoßen des Randverbundes (Messgenauigkeit laut Herstellerangabe ± 1 %).
- Nach der Belastung (400 h): Entnahme einer Gasprobe durch Anstechen des Randverbundes und Messung des Gasfüllgrades mit dem Gasanalysegerät *Helox 4* des Herstellers. *Helantec* (Messgenauigkeit Herstellerangabe ±0,2 %). Trotz der deutlich höheren Genauigkeit der eigentlichen Messung besteht hier die wesentliche Unsicherheit bei der Probennahme.

In Abbildung 8.27 oben sind die gemessen Gasfüllgrade der Prüflinge DT2 und DT3 dargestellt. Es zeigt sich bei beiden Prüflingen eine geringe Senkung des Gasfüllgrades um 2,2 % (DT2) bzw. 3 % (DT3) absolut. Diese Senkung des Gasfüllgrades wirkt sich nicht messbar auf die Leistungsfähigkeit eines Kollektors aus.

---

[24] Der Gasfüllgrad bezeichnet den Volumenanteil des verwendeten Edelgases (in diesem Fall Argon) an dem gesamten Gasvolumen im Scheibenzwischenraum.

[25] Bei diesem Verfahren werden durch Anlegen einer Hochspannung die Gasatome zum Emittieren von Licht anregt. Dieses Licht wird mit Hilfe eines Spektrometers analysiert. Aus den Spektrometerdaten wird der Volumenanteil des Argons im Füllgas ermittelt und ausgegeben.

8.4.2.2 Dicke der Verglasung

Um ein eventuell auftretendes Schrumpfen des Randverbundes durch Ausgasungen zu erkennen, wurde zu Beginn, sowie nach 100 h, 200 h und 400 h Belastung jeweils die Dicke der Verglasung mit einer Bügelmessschraube an 8 Punkten des Randverbundes gemessen. In Abbildung 8.27 unten sind jeweils die Mittelwerte der 8 Punkte für jeden Prüfling im Verlauf der Belastung dargestellt. Nach 400 h Belastung stellt sich eine Verringerung der Dicke zwischen 0,06 mm (DT2) und 0,01 mm (DT3) ein. Dies entspricht einer Schrumpfung des Randverbundmaterials von unter 0,6 %. Die Hochtemperaturbelastung hat somit keine deutliche Veränderung der Dimensionen des Randverbundmaterials erzeugt.

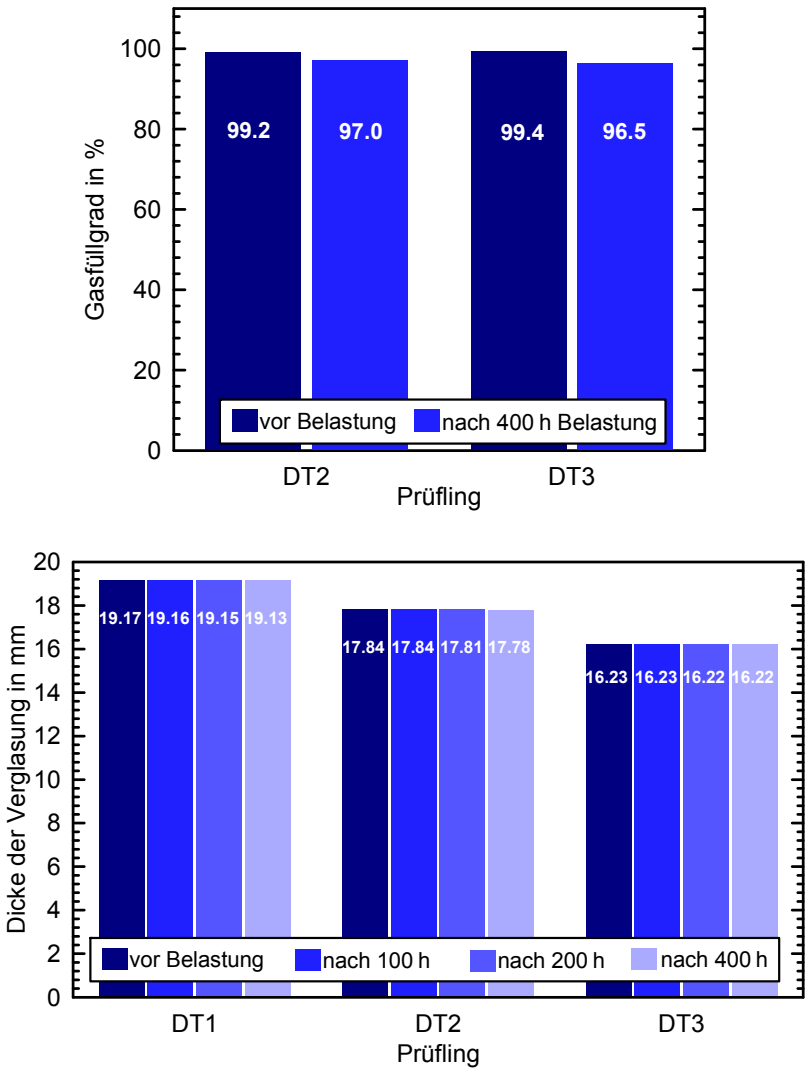


Abbildung 8.27: Gasfüllgrad der Prüflingen vor der Belastung und nach 400 h Hochtemperaturbelastung (oben); Dicke der Prüflinge vor der Belastung, nach 100h, 200h und 400h Hochtemperaturbelastung (unten).

8.4.2.3 Dehnung im Randverbund bei erhöhtem Innendruck

Um eine Änderung des Spannungs-Dehnungsverhaltens indirekt zu ermitteln, wurden die Prüflinge DT2 und DT3 nach der Hochtemperaturbelastung mit einem künstlich erzeugten Überdruck belastet. Dazu wurde der Randverbund angebohrt und durch Druckluftzufuhr ein definierter Überdruck im SZR aufgebracht. Um eine Beschädigung des Randverbunds im Vorfeld der Hochtemperaturbelastung zu vermeiden, wurde diese Untersuchung nicht vor der Hochtemperaturbelastung an den Prüflingen durchgeführt. Stattdessen wurde eine Referenzverglasung aus der gleichen Fertigungscharge, die nicht den Hochtemperaturbelastungen ausgesetzt war, zum Vergleich untersucht. Durch Messung der Dicke der Verglasung im unbelasteten Zustand sowie unter Druckbelastung wird die Längenänderung Δl des Randverbundmaterials bestimmt und nach (Gl. 8.9) die Dehnung ε des Randverbundmaterials berechnet. Die Dehnung wurde an allen 4 Seiten der Verglasung im Bereich des Randverbundes ermittelt, wie in Abbildung 8.28 dargestellt ist. Die Dehnung des Randverbundmaterials bei einem Überdrück von 3 mbar bei verschiedenen Abständen zum Rand der Verglasung zeigt Abbildung 8.29. Die dargestellten Dehnungen sind jeweils Mittelwerte aus den Ergebnissen der 4 Seiten.

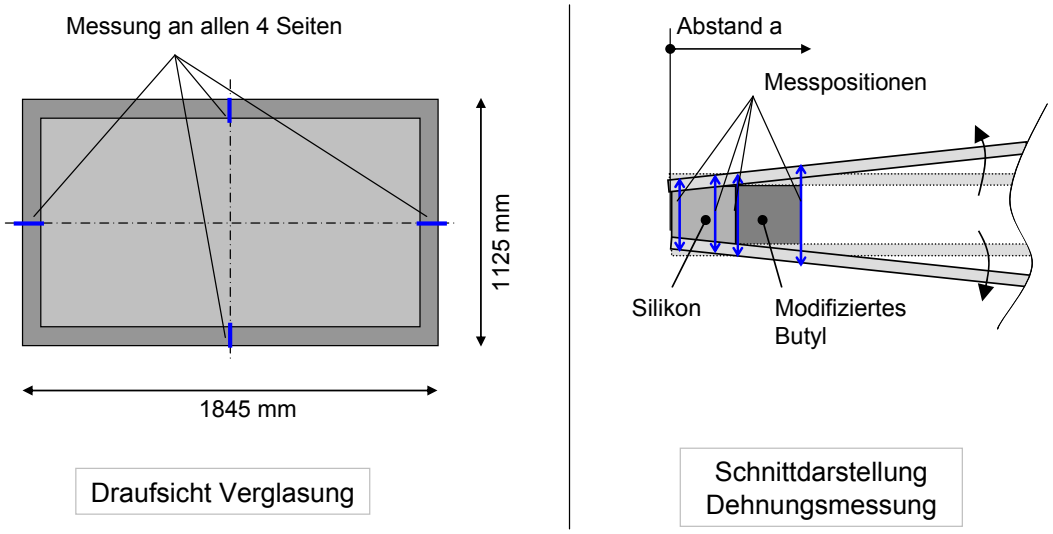


Abbildung 8.28: Links: Messung der Dehnung an allen 4 Seiten der Verglasung; rechts: Schnittdarstellung des Randverbundes, Messpositionen an denen die Dehnung ermittelt wird.

Die Dehnung im Randverbund der ungealterten Referenzverglasung ist höher als bei den beiden gealterten Prüflingen DT2 und DT3. Die Position der neutralen Faser, an der weder Dehnung noch Stauchung des Randverbundes auftritt, liegt bei den Prüflingen im Vergleich zur Referenzverglasung um 1 - 2 mm weiter vom Rand der Verglasung entfernt. Die Hochtemperaturbelastung hat zu einer geringen Senkung der Elastizität des Randverbundes geführt.

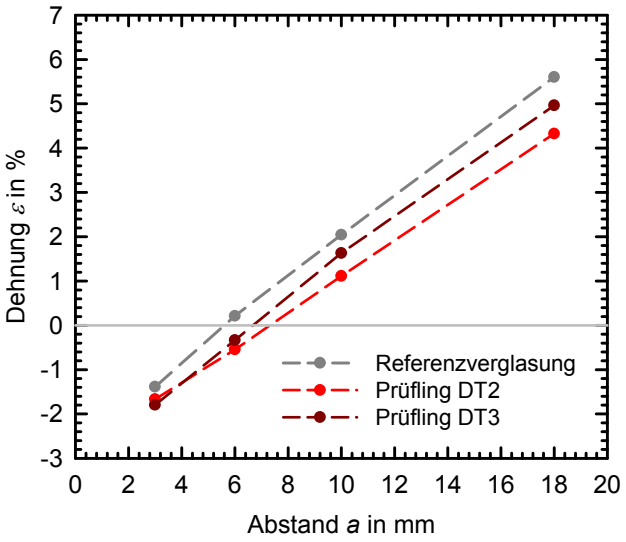


Abbildung 8.29: Dehnung des Randverbunds bei 3 mbar Überdruck im SZR bei verschiedenen Abständen zum Verglasungsrand, Vergleich der Referenzverglasung mit den Prüflingen DT2 und DT3.

8.4.2.4 Visuelle Überprüfung

Jeder Prüfling wurde jeweils vor der Belastung sowie nach 100 h, 200 h und 400 h Belastung einer visuellen Überprüfung unterzogen.

Bei Prüfling DT1 zeigten sich bereits nach 100 Stunden Belastung einzelne kleine Bläschen (Durchmesser ca. 0,5 - 1 mm) auf der zum Scheibenzwischenraum hin zeigenden Oberfläche des Primärdichtstoffs. Im weiteren Verlauf tritt keine Verstärkung dieser Auffälligkeit auf. Die Bläschen treten gleichmäßig verteilt an allen Seiten der Verglasung entlang der Grenzfläche zur inneren Glasscheibe auf. Dies entspricht der gleichmäßigen Temperaturbelastung an allen vier Seiten der Verglasung, aufgrund der horizontalen Positionierung während der Belastung.

Auch bei den Prüflingen DT2 und DT3 treten diese Bläschen auf der zum Scheibenzwischenraum hin zeigenden Oberfläche des Primärdichtstoffes auf. Hier allerdings nur im oberen Bereich der Verglasung, wo aufgrund der Neigung der Prüflinge während der Belastung, deutlich höhere Temperaturen auftreten, als im unteren Bereich (vgl. Abbildung 8.26). Auch hier verstärkt sich der Befund nach 100 h Belastung nicht deutlich weiter.

Insgesamt führen diese Bläschen zwar nicht zu einer Funktionsbeeinträchtigung der Kollektorverglasung, jedoch stellen sie einen optischen Mangel dar. Nach einer Untersuchung des Dichtstoffherstellers (*Kömmerling Chemische Fabrik*) ergab sich, dass die Bläschen durch Ausgasungen von Lufteinschlüssen entstanden, die aufgrund von Prozessfehlern beim Applizieren des Dichtstoffs aufgetreten sind. Das Fertigungsverfahren wurde daher bereits angepasst, um diese Bläschenbildung zukünftig zu unterbinden.

8.5 UV-Belastung

8.5.1 Durchführung

Mit Hilfe eines geeigneten Versuchsaufbaus soll die Beständigkeit der Randverbundmaterialien, insbesondere des Primärdichtstoffs, gegenüber ultravioletter Strahlung untersucht werden. Um eine möglichst praxisnahes Belastungsprofil der Verglasung zu gewährleisten, wird gleichzeitig eine Temperaturbelastung, wie sie vor allem bei Stagnation des Kollektors auftritt, und eine Feuchtigkeitsbelastung, wie sie durch Niederschläge (Kondensat, Regen) entstehen, überlagert.

Zur Realisierung der genannten Belastungen wird ein Teststand gebaut, der aus einem Lampenfeld und der Verglasungsauflage mit integrierter Bewässerung besteht, wie Abbildung 8.30 zeigt. Das oberhalb der Prüflinge angeordnete Lampenfeld besteht aus 15 Hochdruckentladungslampen mit Wolframwendel vom Typ *Osram Ultra-Vitalux*®. Die relative spektrale Verteilung der Strahlungsintensität ist in Anhang A.6 dargestellt. Dieser Lampentyp wird nach (DIN 12543-4 1998) für die UV-Beständigkeitsprüfung von Verbundsicherheitsglas empfohlen. Die spektrale Verteilung der Strahlungsintensität (vgl. Abbildung A.2) zeigt im Unterschied zu natürlicher UV-Strahlung ein ausgeprägtes Maximum bei 360 - 370 nm. In diesem Bereich werden ca. 55 % der gesamten Bestrahlungsstärke im kurzwelligen Strahlungsspektrum bis 380 nm abgegeben. Inwieweit sich diese spektrale Verteilung der Strahlungsintensität im Vergleich zum natürlichen Sonnenspektrum günstiger oder ungünstiger auf die Alterung der Dichtstoffe auswirkt, kann im Rahmen dieser Arbeit nicht geklärt werden.

Tabelle 8.5: Komponenten und Abmaße der Verglasungsprüflinge.

Maße	Länge	350 mm
	Breite	190 mm
	Scheibenabstand	12 mm
Füllgas	Argon	
äußere Scheibe	Centrosol C+, d = 4 mm	
	nicht beschichtet, eisenarm	
innere Scheibe	Pilkington K Glass™, d = 4 mm	
	einseitig Low-e beschichtet, eisenhaltig	

Die Untersuchungen werden an kleinformatigen Prüflingen durchgeführt. Details zu den Maßen und den verwendeten Komponenten sind in Tabelle 8.5 aufgelistet. Anstelle einer antireflexbeschichteten Glasscheibe wird eine unbeschichtete eisenarme Glasscheibe eingesetzt. Der spektrale Transmissionsgrad unterscheidet sich jedoch im Wellenlängenbereich der UV-Strahlung nur unwesentlich von antireflexbeschichtetem Glas, sodass zu

erwarten ist, dass die erzielten Ergebnisse auch auf Verglasungen mit AR-Glas übertragbar sind (vgl. Anhang A.6, Abbildung A.2).

Die vier zu untersuchenden Verglasungen werden in kleine Kollektormodelle eingelegt. Der Randverbund wird nach oben hin nicht abgedeckt, damit die Strahlung direkt einwirken kann. In den Kollektormodellen befinden sich höhenverstellbare, schwarz lackierte Bleche, mit denen das Temperaturniveau auf der Unterseite der Verglasung beeinflusst werden kann. Durch das Auflegen von kleinen Reflektorblättchen auf der Verglasungsoberseite wird eine lokal begrenzte Verschattung erzielt. Dadurch wird der Energieeintrag in der unteren Glasscheibe verringert und die Temperaturverteilung in den einzelnen Prüflingen homogenisiert.

Die Versuchdauer beträgt 90 Tage. Die Bestrahlung erfolgt in Zyklen von jeweils 12 Stunden. Dabei werden die Prüflinge zunächst 11 Stunden bestrahlt, wodurch eine Temperatur im Randverbund von 100 ±10 °C erzeugt wird. Anschließend kühlt der Randverbund in einer einstündigen Dunkelphase auf ca. 35°C ab. Dadurch wird eine thermische und mechanische Wechselbelastung des Randverbundes erzeugt, wie sie auch bei realen Kollektorverglasungen zu erwarten ist. Zum Ende dieses Abschnitts erfolgt die automatisierte Bewässerung der Randdämmung.

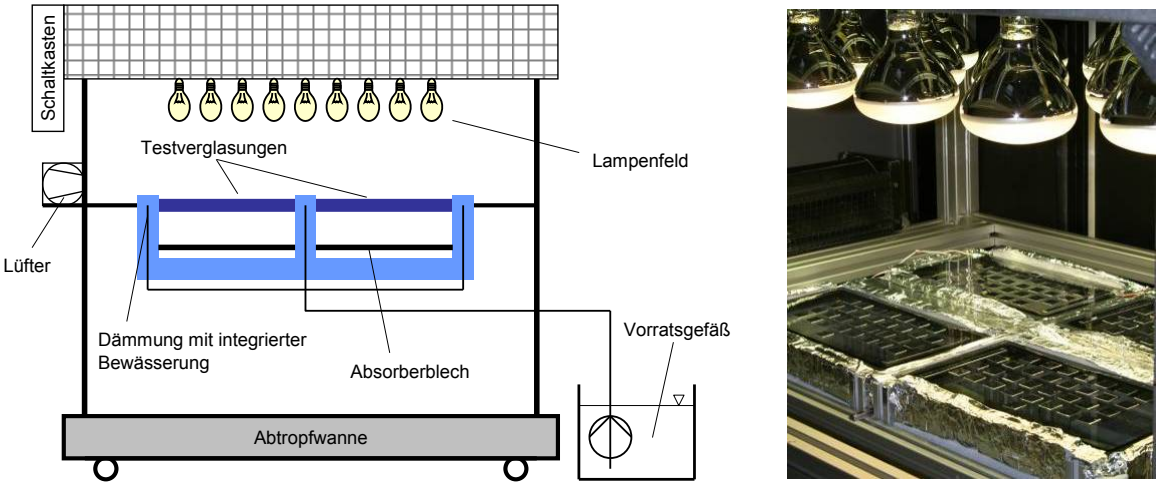


Abbildung 8.30: Aufbau des UV-Belastungsprüfstands.

Es wurde ein Rotationsplan erstellt, durch den die ungleichmäßigen Bestrahlungsstärken so auf die Proben verteilt werden, dass jede Verglasung an jeder Kante etwa die gleiche Strahlungsdosis erhält. Zugleich wird damit eine einheitliche Verteilung des Feuchtigkeitseintrages sowie der Häufigkeit der auftretenden Temperaturen realisiert. Abbildung 8.31 oben zeigt die Bestrahlungsstärkeverteilung über den als schwarze Rahmen dargestellten Prüflingen im UV-Bereich (λ = 280 - 380nm). Abbildung 8.31 unten zeigt den Verlauf der mittleren UV-Bestrahlungsstärke über der Betriebsdauer. Zu Beginn der Untersuchung liegt diese bei 74 W/m² und sinkt im Verlauf der Untersuchung infolge der

Alterung der Lampen auf ca. 56 W/m² ab.[26] Über die gesamte Betriebsdauer von 2040 h ergibt sich eine Bestrahlungsdosis von 420 MJ/m². Für natürliche Bestrahlung ergeben sich somit äquivalente Expositionszeiten für Mitteleuropa (175 MJ/(m²a)) von 2,4 Jahren und für Südeuropa (250 MJ/(m²a)) von 1,7 Jahren (Geburtig 2009).

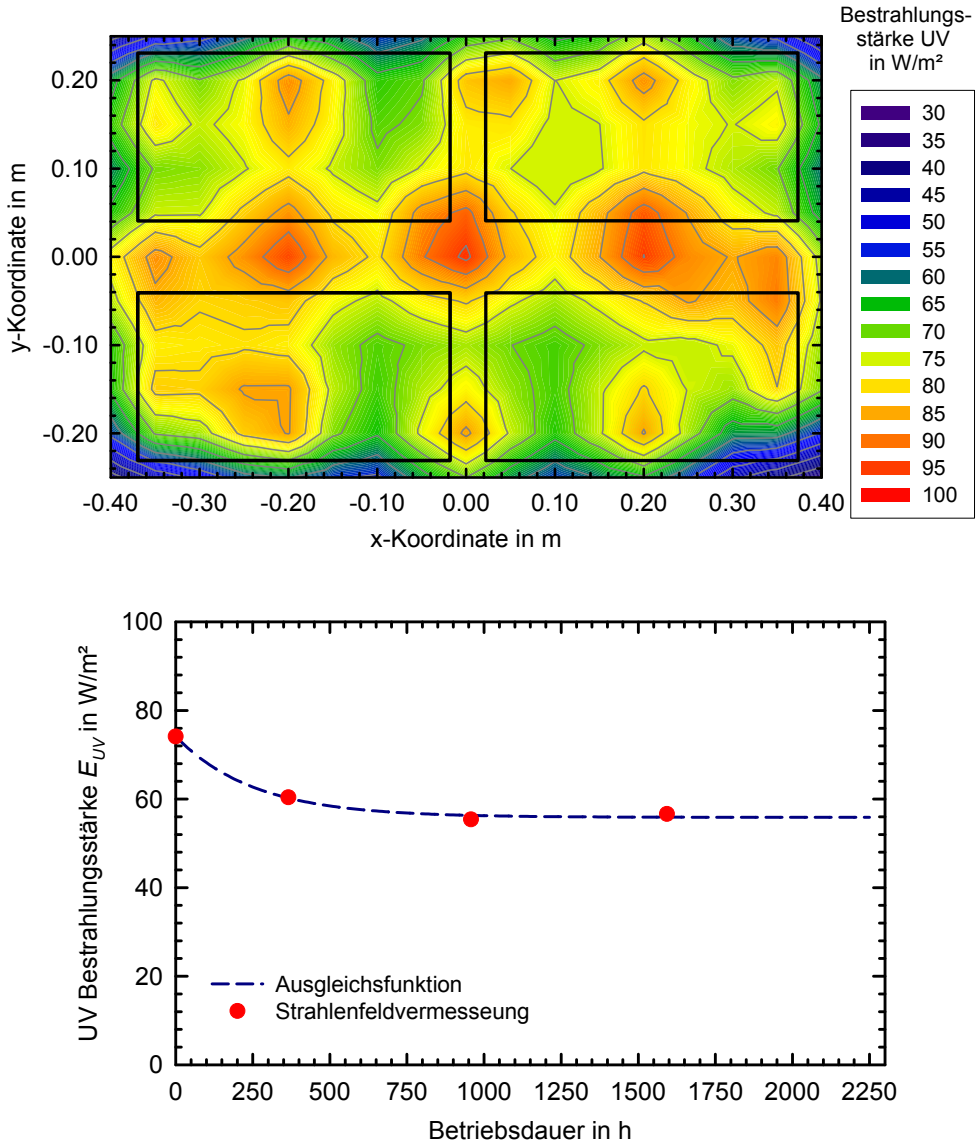


Abbildung 8.31: Bestrahlungsstärkeverteilung im UV-Bereich bei 300 mm Abstand, Lage der Prüflinge als Rechtecke eingezeichnet (oben); mittlere UV-Bestrahlungsstärke im Verlauf der Betriebsdauer (unten).

[26] Zum Vergleich: Im Freien werden bei natürlicher Einstrahlung von 1000 W/m² und AM 1.5 (AMTS-G-173 2003) ca. 52 W/m² im UV-Bereich (λ = 280 - 380nm) erreicht. Damit wird nur eine geringe Beschleunigung bei der künstlichen UV-Bewitterung erzielt, sodass eine gute Übertragbarkeit auf natürliche Bewitterung zu erwarten ist. Effekte aufgrund der unterschiedlichen spektralen Bestrahlungsstärkeverteilung können allerdings nicht bewertet werden.

8.5.2 Untersuchung der Degradation

Die Untersuchung der Degradation erfolgt anhand der folgenden Eigenschaften, die vor und nach der UV-Belastung an den Prüflingen gemessen werden:

- **Transmissionsgrad** mit einem Zweistrahlspektrometer *Varian CARY 5000* gemessen, solarer Transmissionsgrad nach ISO 9050 ermittelt (vgl. Abschnitt 8.6.2.3).
- **Taupunkttemperatur im Scheibenzwischenraum** in Anlehnung an (DIN EN 1279 2002) mit Hilfe einer Taupunkt-Kühlzelle.
- **Dicke der Verglasung,** gemessen an insgesamt 8 Punkten des Randverbundes.
- **Masse der Verglasung**

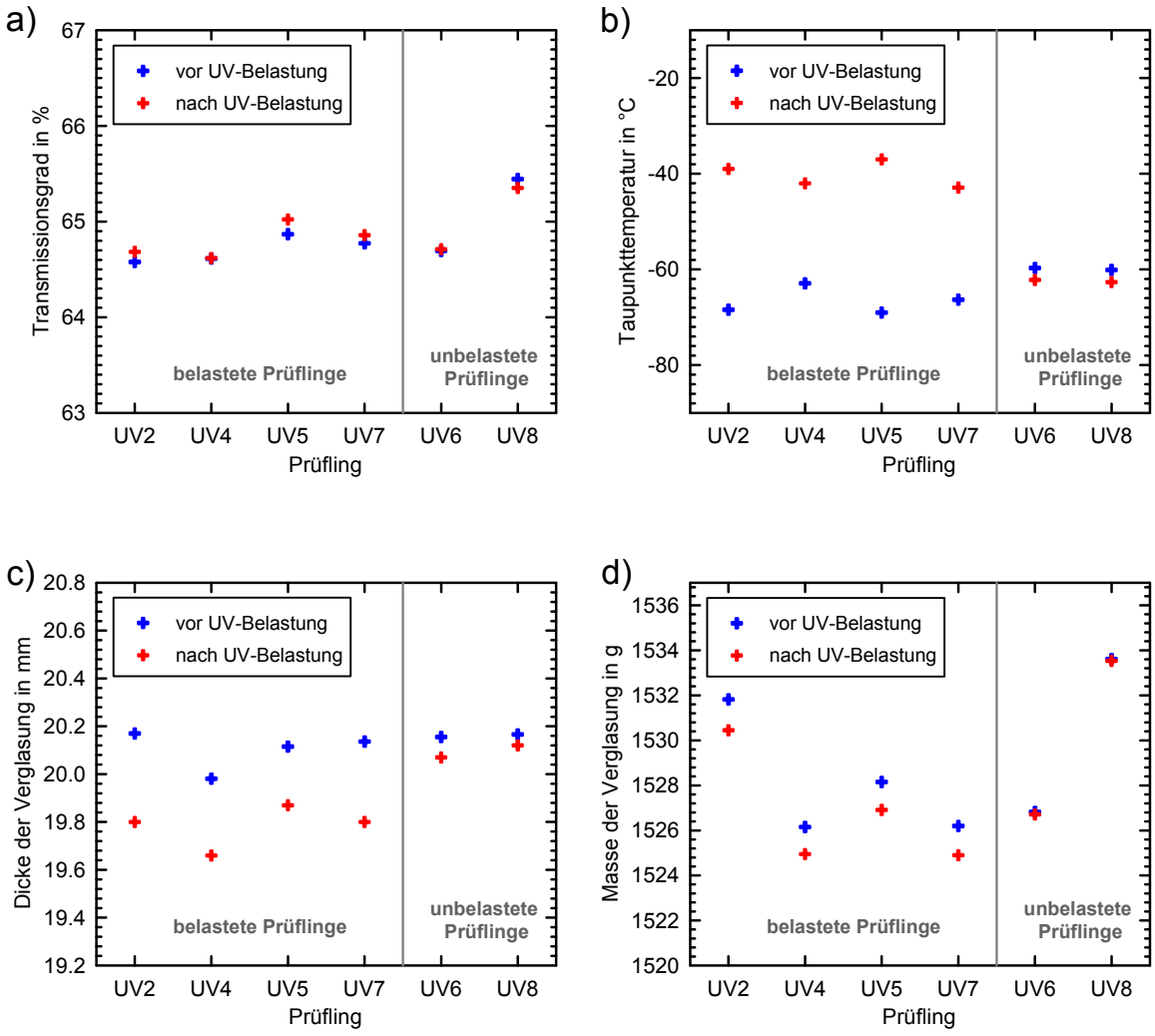


Abbildung 8.32: a) Transmissionsgrad der UV-Prüflinge; b) Taupunkttemperatur des Füllgases im Scheibenzwischenraum der UV-Prüflinge; c) Dicke der UV-Prüflinge; d) Masse der UV Prüflinge.

8.5.2.1 Transmissionsgrad

Die Prüflinge wurden jeweils vor der Transmissions-Messung gereinigt. Die vor und nach der Belastung gemessenen Transmissionsgrade der einzelnen Prüflinge (vgl. Abbildung 8.32 a)) zeigen nur sehr geringe Abweichungen von maximal 0,2 % absolut. Die Abweichungen zeigen keine eindeutige Tendenz in eine Richtung und werden als messverfahrenbedingte Ungenauigkeit interpretiert.

Taupunkttemperatur

Um eine Information über den Feuchtigkeitsgehalt des im Scheibenzwischenraum befindlichen Füllgases zu erhalten, wird die Taupunkttemperatur in Anlehnung an DIN 1279-2 mit Hilfe einer Taupunkt-Kühlzelle ermittelt.

Dabei wird ein isolierter rechteckiger Behälter, bei dem eine Seitenwand aus einem Spiegel besteht, mit Ethanol befüllt und mit der Seite des Spiegels an die Isolierverglasung gepresst. Durch fortlaufende Zugabe von Trockeneis zum Ethanol wird die Temperatur der Kühlzelle langsam abgesenkt. Die Glasoberfläche wird im Scheibenzwischenraum im Bereich der Kühlzelle beobachtet und die Temperatur des Ethanols aufgenommen. Sobald ein Beschlag auf der Glasoberfläche im Scheibenzwischenraum festgestellt wird, wird die Temperatur des Ethanols als Taupunkttemperatur der Verglasung festgehalten

Die Taupunkttemperatur des im Scheibenzwischenraum befindlichen Gasgemisches (vgl. Abbildung 8.32 b)) wurde bei den unbelasteten Prüflingen leicht gesenkt. Das zeigt, dass das Trockenmittel im Randverbund im Verlauf der Lagerung weiter Feuchtigkeit aufgenommen hat und den Feuchtigkeitsgehalt im Füllgas reduziert hat. Die belasteten Prüflinge zeigen einen deutlichen Anstieg der Taupunkttemperatur im Füllgas. Ursache ist vermutlich die starke Befeuchtung des Randverbundes, die dafür sorgt, dass Feuchtigkeit durch die Silikon-Sekundärdichtung in das Trockenmittel diffundiert und dieses einen Sättigungszustand erreicht. Dadurch reichert sich weitere Feuchtigkeit im Füllgas an.

8.5.2.2 Dicke der Verglasung

Die Dicke der Verglasung (Mittelwert über 8 Messpunkte, vgl. Abbildung 8.32 c)) hat sich bei den unbelasteten Prüflingen um 0,03 mm bis 0,07 mm reduziert. Bei den belasteten Prüflingen reduziert sich die Dicke der Verglasung um 0,3 mm bis 0,4 mm, das entspricht einer Schrumpfung des Randverbundmaterials von 1,5 % bis 2 %.

8.5.2.3 Masse der Verglasung

Die Masse der Verglasung wurde mit einer Präzisionswaage (Messgenauigkeit 0,01 g) ermittelt. Wie Abbildung 8.32 d) zeigt, stellte sich bei den unbelasteten Referenzprüflingen eine Massenreduzierung von 0,1 g ein. Die belasteten Prüflinge reduzierten Ihre Masse um 1,3 g bis 1,4 g.

8.5.2.4 Visuelle Überprüfung

Nach ca. 200 h Testdauer zeigten sich erste Veränderungen im Randverbund. Im vorher rein schwarzen Primärdichtstoff lagerten sich an allen belasteten Verglasungen und auf

allen Seiten verteilt sehr kleine, als graue Punkte wahrnehmbare Einschlüsse ein. Die Anzahl der Einschlüsse nahm im weiteren Verlauf der Belastung nur leicht zu.

Während der Endphase der Belastung stellten sich an allen Verglasungen größere Ablösungen des Primärdichtstoffes von der oberen Glasscheibe an der Grenzfläche zum Silikon ein (vgl. Abbildung 8.33). Dieser Effekt tritt entlang aller vier Seiten, jedoch nicht in den Ecken der belasteten Verglasungen auf. Beim Abkühlen der Verglasungen verschwand diese Erscheinung.

Die Ablösung kann in Folge der wechselnden Temperaturbelastung in der Testphase und somit durch den ständigen Wechsel des Innendrucks, der eine Wölbung der Verglasung verursacht, bedingt sein. Diese Erscheinungen treten nur an der Oberseite der Verglasungen auf, was darauf schließen lässt, dass die UV-Strahlung die wesentliche Ursache für diese lokalen Ablösungen ist.

Diese Vermutung wurde bei der geplanten Prüfung der Gasdichtheit bestätigt. Beim Versuch der Gasprobenentnahme wurde festgestellt, dass ein deutlicher Unterdruck im Scheibenzwischenraum herrschte, der auch beim Aufheizen der Verglasungen auf 70°C erhalten blieb. Durch den Unterdruck strömte bei der Gasprobenentnahme Umgebungsluft in die Entnahmespritze, so dass eine saubere Probenahme des Füllgases und damit eine Bestimmung des Gasfüllgrades nicht möglich war.



Abbildung 8.33: Draufsicht auf den Randverbund eines Prüflings: Ablösung des Primärdichtstoffs von der oberen Glasscheibe.

8.5.2.5 Bewertung

Durch das kleine Format der Verglasungen (190 mm x 350 mm) weisen die Glasscheiben eine hohe Biegesteifigkeit auf. Die Verformung infolge eines Überdrucks im Scheibenzwischenraum ist somit im Vergleich zu einer Verglasung in einem typischen Kollektorformat deutlich geringer. Bei einem Temperaturanstieg des Gases im Scheibenzwischenraum dehnt sich das Gas aus, wodurch sich der Druck im Scheibenzwischenraum erhöht. Durch elastische Verformung der Glasscheiben infolge der Druckbelastung wird das Volumen des geschlossenen Gasraumes erhöht und damit der Druck gesenkt, sodass sich ein Kräftegleichgewicht einstellt. Je weniger biegesteif die Glasscheiben sind, desto geringer ist somit der Überdruck im SZR.

Zur Verdeutlichung wird mit dem Modell zur Berechnung des temperaturbedingten mechanischen Verhaltens der Verglasung (vgl. Abschnitt 8.2) der Überdruck im SZR einer Verglasung im Kollektorformat und einer Verglasung im Format der UV-Prüflinge berechnet. Die Temperatur im Scheibenzwischenraum der Verglasung beträgt bei Bestrahlung ca. 100 °C. Tabelle 8.6 zeigt den berechneten Überdruck im Scheibenzwischenraum für einen kleinformatigen UV-Prüfling im Vergleich zu einer Verglasung im Kollektorformat. Das Volumen der Gasfüllung steigt bei 100 °C im Vergleich zum Ausgangszustand (25 °C) um 25 % an. Durch die große elastische Verformung der Glasscheiben entsteht nur ein sehr geringer Überdruck von 1,1 mbar. Das Gasvolumen im UV-Prüfling vergrößert sich nur um 3 % aufgrund der hohen Biegesteifigkeit der Glasscheiben. Dadurch entsteht ein um zwei Größenordnungen höherer Überdruck von 214 mbar.

Tabelle 8.6: Temperaturbedingter Überdruck im SZR für einen UV-Prüfling im Vergleich zu einer Verglasung im Kollektorformat.

	UV-Prüfling	**Kollektorverglasung**
Format	350 mm x 190 mm	1845 mm x 1125 mm
Scheibenabstand	12 mm	12 mm
Scheibendicke	4 mm	4 mm
Überdruck bei 100 °C im SZR	214 mbar	1,1 mbar
Vergrößerung des Volumens	3 %	25 %

Die deutlich überhöhte mechanische Belastung durch den erhöhten Innendruck der UV-Prüflinge sorgt dafür, dass die erzielten Ergebnisse nicht direkt auf eine Kollektorverglasung übertragbar sind.

Die Untersuchungen haben dennoch gezeigt, dass die UV-Strahlung eine Schädigung der Primärdichtung zur Folge haben kann, denn die Ablösung des Primärdichtstoffes von der Glasscheibe trat ausschließlich an der bestrahlten Oberfläche des Materials auf. Inwieweit die Überlagerung von Feuchte, Temperatur und Druck zu dieser Schädigung beigetragen hat, kann aus den durchgeführten Untersuchungen nicht abgeschätzt werden.

Um vorbeugend eine Schädigung der Primärabdichtung durch UV-Strahlung zu vermeiden, sollte nach bisherigem Kenntnisstand der Randverbund der Verglasung im Kollektor durch eine opake Abdeckleiste oder Maskierung vor UV-Bestrahlung geschützt werden. Weitergehende Untersuchungen können zu einer Rücknahme dieser Empfehlung führen.

8.6 Langzeitexposition

Die Gebrauchstauglichkeit der Isolierverglasungen für den Einsatz in solarthermischen Kollektoren wird durch Langzeitbewitterungen in einem stagnierenden Expositionskollektor im Freien über einen längeren Zeitraum untersucht. Der Versuchsaufbau zur Exposition der Verglasungen und die Untersuchungsmethoden zur Bestimmung sowie ggf.

Quantifizierung von Alterungserscheinungen sowie die Ergebnisse dieser Untersuchungen werden im Folgenden dargestellt.

8.6.1 Durchführung

Es werden Isolierverglasungen in der Dimension 1845 mm x 1125 mm untersucht. Dabei wird der gleiche Verglasungsaufbau wie in der Hochtemperaturbelastung (vgl. Abschnitt 8.4) verwendet:

- CentroSolar HiT-C+ mit beidseitiger Antireflexbeschichtung (3,2 mm Glasstärke, ESG, äußere Glasscheibe)
- Pilkington K Glass™ mit niedrig emittierender Beschichtung auf Pos. 3 der Verglasung (4,0 mm Glasstärke, ESG, innere Glasscheibe)
- Randverbund, bestehend aus modifiziertem Butyl (Primärdichtstoff) und Silikon (Sekundärdichtstoff), Hersteller Fa. Kömmerling

Die Verglasungen werden mit einem Scheibenzwischenraum (SZR) von ca. 11 mm mit Argon als Füllgas gefertigt. An den in Abbildung 8.34 dargestellten Positionen werden die Temperaturen an den Verglasungen erfasst.

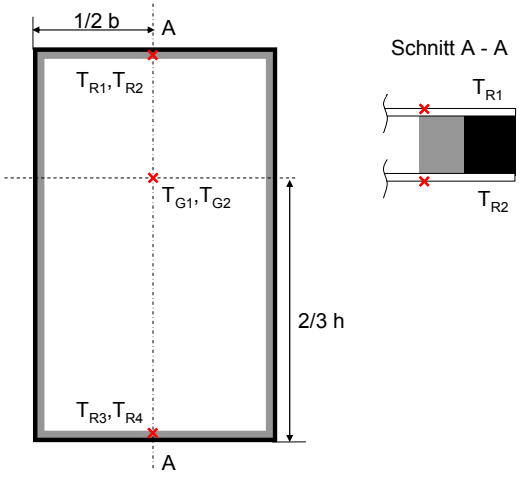


Abbildung 8.34: Position der Temperatursensoren auf der Verglasung.

Die Exposition wird mit zwei Prüflingen (im folgenden LZ1 und LZ2 genannt) durchgeführt. Dazu werden zwei baugleiche marktübliche Flachkollektoren so modifiziert, dass anstelle einer Einfachverglasung die beschriebene Isolierverglasung als transparente Abdeckung dient. Die Kollektoren verfügen über herkömmliche hochselektiv beschichtete Aluminium-Absorber mit Kupferverrohrung und einer Rückseitendämmung bestehend aus 50 mm Mineralwolle.

Wie Abbildung 8.35 zeigt, werden die beiden Expositionskollektoren auf dem ISFH Testdach (38° Neigung, Südausrichtung) montiert. Um eine möglichst hohe thermische Belastung aufzubringen, werden die Kollektoren nicht an einen Fluidkreislauf angeschlossen und befinden sich somit ohne eine innere Wärmeabfuhr bei solarer Einstrahlung im Stagnationszustand.



Abbildung 8.35: Stagnierende Kollektoren zur Langzeitexposition auf dem Testdach des ISFH.

Die Exposition wurde am 23.07.2009 begonnen. Am 01.02.2010 wurden die Verglasungen zu einer ersten Zwischenuntersuchung demontiert. Nach einer weiteren Expositionsphase vom 09.02.2010 bis zum 01.09.2010 erfolgte eine weitere Untersuchung der Verglasungen. Insgesamt wurde bis zur zweiten Untersuchung eine Expositionsdauer von etwa 13 Monaten (397 Tage) erreicht.

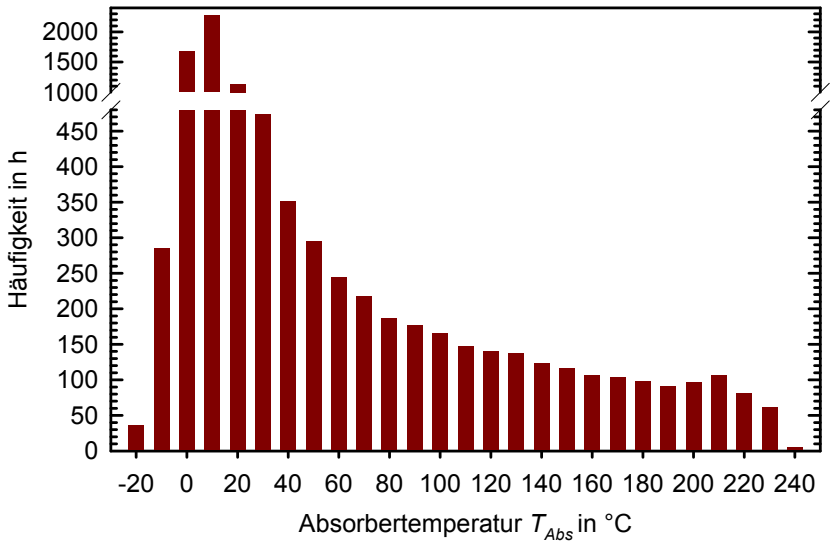


Abbildung 8.36: Häufigkeitsverteilung der Absorbertemperatur während der Expositionsphase.

Während der Exposition wurden neben den Temperaturen an der Verglasung (vgl. Abbildung 8.34) die Absorbertemperatur auf 2/3 Höhe entsprechend der Position der Sensoren T_{G1} und T_{G2} erfasst. Die Messung der Globalstrahlung in Kollektorebene ergibt über den gesamten Expositionszeitraum von 397 Tagen eine Globalstrahlungssumme in Kollektorebene von 1360 kWh/m².

Abbildung 8.36 zeigt die Häufigkeitsverteilung der Absorbertemperatur über die gesamte Expositionsdauer. Dabei entspricht ein über einer Temperatur aufgetragener Balken der Häufigkeit der gemessenen Temperaturen in einem Bereich von ± 5 °C um diesen Wert. Die Absorbertemperatur erreicht Maximalwerte von ca. 240 °C. In Abbildung 8.37 ist die Häufigkeitsverteilung der im Bereich des Randverbunds der Verglasung gemessenen Temperatur dargestellt. Das Diagramm zeigt die Messwerte des Sensors T_{R2} (vgl. Abbildung 8.34) am oberen Ende des Kollektors an der Innenseite der Verglasung. An dieser Position treten die höchsten Temperaturen im Bereich des Randverbunds auf. Es werden Maximaltemperaturen von ca. 120°C erreicht.

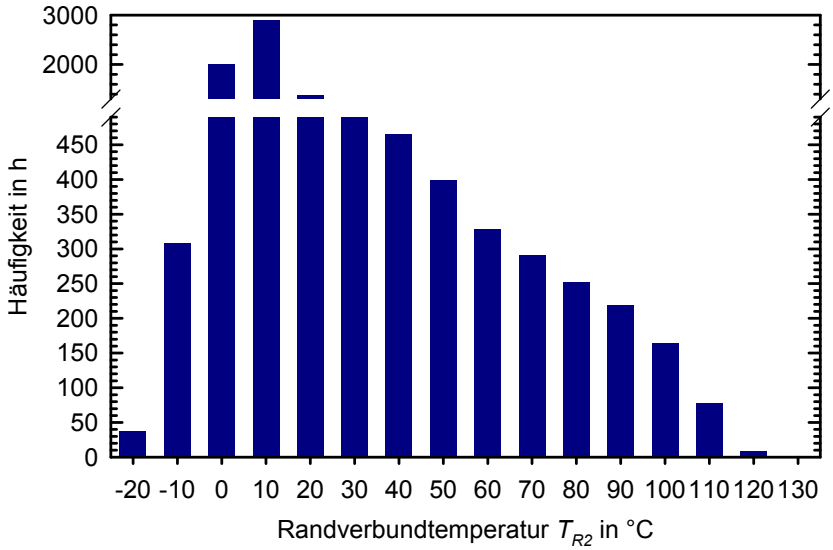


Abbildung 8.37: Häufigkeitsverteilung der Randverbundtemperatur während der Expositionsphase.

8.6.2 Untersuchung der Degradation

Es werden Untersuchungen jeweils vor der Exposition (Juli 2009), nach der 1. Expositionsphase (Februar 2010) und nach der 2. Expositionsphase (September 2010) durchgeführt. Dabei werden die folgenden Eigenschaften der Prüflinge ermittelt:

- **Dicke der Verglasung** an insgesamt 8 Punkten des Randverbundes sowie im Zentrum der Verglasung gemessen.
- **Taupunkttemperatur im Scheibenzwischenraum** in Anlehnung an (DIN 1279-2 2002) mit Hilfe einer Taupunkt- Kühlzelle (vgl. 8.5.2.1).
- **Transmissionsspektrum** mit einem Zweistrahlspektrometer *Varian CARY 5000* gemessen, Transmissionsgrad nach (ISO 9050 2003) ermittelt.
- **Wirkungsgradkennlinien** an einem Referenzkollektor, der nacheinander mit den Verglasungsprüflingen als transparente Abdeckung ausgestattet wird, durchgeführt unter reproduzierbaren Bedingungen im ISFH Sonnensimulator.

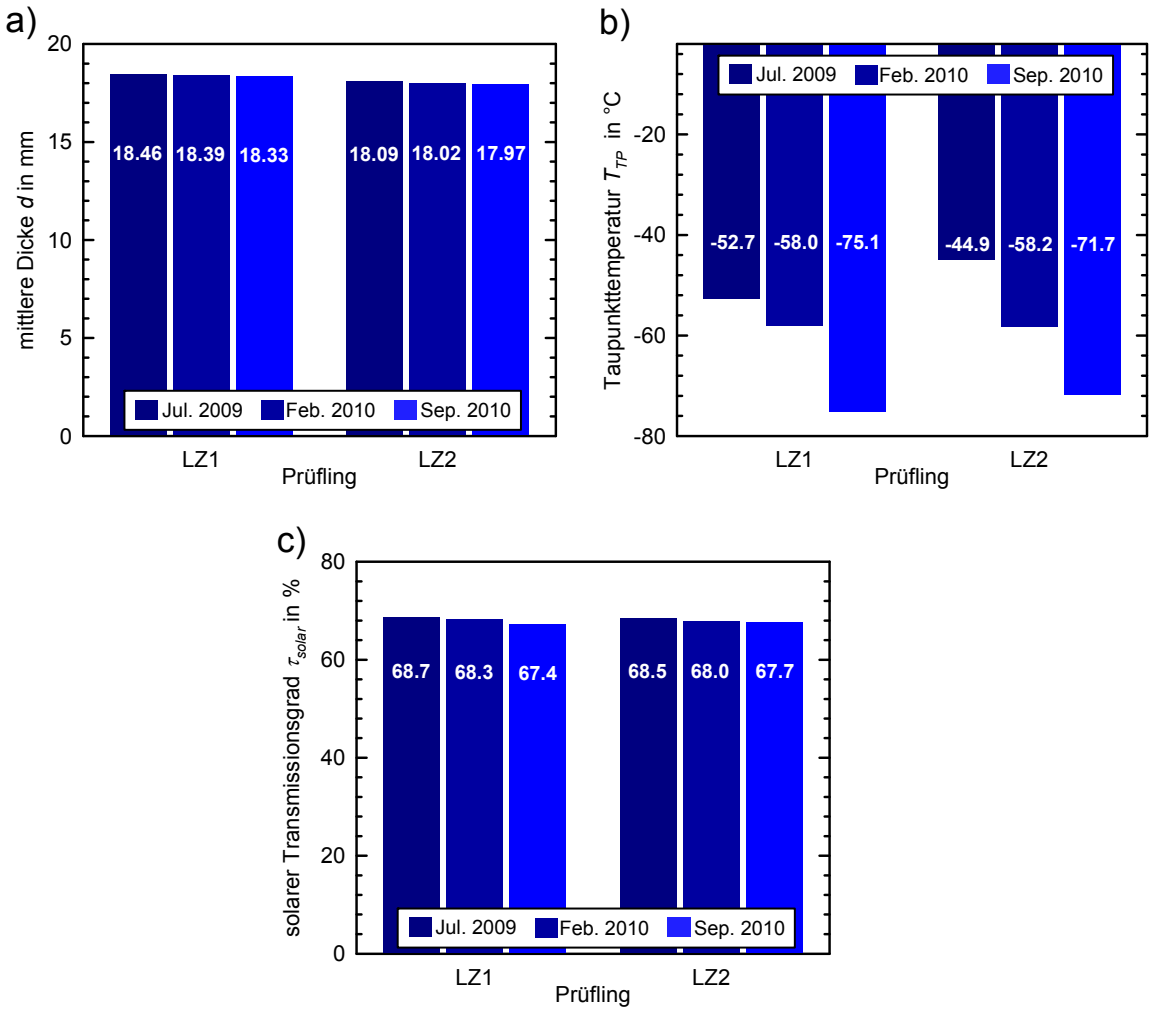


Abbildung 8.38: a) Mittlere Dicke Verglasung, b) Taupunkttemperatur im Scheibenzwischenraum und c) Solarer Transmissionsgrad für die Prüflinge LZ1 und LZ2; jeweils vor Beginn der Exposition (Jul. 2009), nach ca. 6 Monaten Exposition (Feb. 2010) und nach 13 Monaten Exposition (Sep. 2010).

8.6.2.1 Dicke der Verglasung

Um ein Schrumpfen der Randverbundmaterialien infolge von Ausgasungen oder sonstigen Veränderungen zu erkennen wurde jeweils die Dicke der Verglasung an acht gleichmäßig über dem Umfang der Verglasung verteilten Punkten im Bereich des Randverbunds mit einer Bügelmessschraube gemessen. In Abbildung 8.38 a) ist der Mittelwert der acht Messpunkte für die Prüflinge LZ1 und LZ2 dargestellt. Verringerung der Dicke der Verglasungen nach 13 Monaten beträgt 0,13 mm bzw. 0,14 mm. Das entspricht einer relativen Reduzierung der Dicke des Randverbundmaterials ohne Glasscheiben von ca. 1,2 %.

Weiterhin wurde mit einem Laser-Distanzsensor der Scheibenabstand in der Mitte der Verglasung bei 20 ± 2°C Umgebungstemperatur gemessen. Bei beiden Verglasungen blieb dieser Wert innerhalb eines Intervalls von ± 0,2 mm konstant.

Somit hat die Exposition keine signifikante Änderung der Maße der Isolierverglasung hervorgerufen.

8.6.2.2 Taupunkttemperatur

Um eine Information über den Feuchtigkeitsgehalt des im Scheibenzwischenraum befindlichen Füllgases zu erhalten, wird die Taupunkttemperatur in Anlehnung an DIN 1279-2 mit Hilfe einer Taupunkt-Kühlzelle ermittelt (vgl. 8.5.2.1).

Abbildung 8.38 b) zeigt, dass die Taupunkttemperatur im Verlauf der Exposition deutlich sinkt. Das zeigt, dass das im Abstandhalter eingearbeitete Trockenmittel seine Funktion erfüllt und die Feuchtigkeit aus dem Füllgas bindet. Zudem ist davon auszugehen, dass die hohen Temperaturen zu einer zwischenzeitlichen Regeneration des Trockenmittels im Randverbund geführt haben.

8.6.2.3 Transmissionsgrad

Der Transmissionsgrad der Verglasung soll Aufschluss über entstandene Degradationen der Glasoberflächen, insbesondere der Antireflexschichten, infolge von Ausgasungen aus dem Randverbund oder durch Umwelteinflüsse geben. Die Messung des Transmissionsgrades wurde mit einem Zweistrahlspektrometer *Varian CARY 5000* durchgeführt. Der solare Transmissionsgrad τ_{solar} wird aus den spektral aufgelösten Transmissionsdaten im Wellenlängenbereich von 300 - 2500 nm durch Faltung mit dem Sonnenspektrum (AM 1.5) nach (ISO 9050 2003) berechnet. Der solare Transmissionsgrad wurde an beiden Prüflingen jeweils an zwei diagonal gegenüberliegenden Ecken der Verglasung gemessen; anschließend wurde der Mittelwert gebildet. Die Messpositionen liegen ca. 150 mm vom Rand der Verglasung entfernt, bedingt durch die Begrenzung des Messports des verwendeten Spektrometers. Vor der Messung wurde die Verglasung gereinigt um Effekte durch Verschmutzung bei der Bewertung auszuschließen. Zur Reinigung wurde für die Oberfläche ohne AR-Beschichtung destilliertes Wasser und für die Oberfläche mit AR-Bechichtung mit Isopropanol verwendet. Abbildung 8.38 c) zeigt, dass der Transmissionsgrad der Prüflinge absolut um 1,3 % (LZ1) bzw. 0,8 % (LZ1) im Verlauf der Exposition gesunken ist

8.6.2.4 Wirkungsgradkennlinie

Als eine integrale Größe zur Bewertung der Degradation wird mit beiden Prüflingsverglasungen eine Kollektorwirkungsgradkennlinie jeweils vor der Exposition und nach 13 Monaten Exposition unter reproduzierbaren Bedingungen im Sonnensimulator aufgenommen. Dazu wird ein Referenzkollektor verwendet, in den die Verglasungen nacheinander eingebaut werden. Dieser Kollektor wurde nicht der Exposition ausgesetzt, um ausschließlich Effekte durch Degradation an der Verglasung zu messen.

In Abbildung 8.39 sind die Wirkungsgradkennlinien der Kollektoren mit den Prüflingen LZ1 und LZ2 dargestellt. Die ermittelten Wärmeverlustkoeffizienten a_{60}[27] vor der Exposi-

[27] Wärmeverlustkoeffizient bei einer Temperaturdifferenz ΔT zwischen Fluid und Umgebung von 60 K; Berechnung aus den nach EN 12975-2 ermittelten Wärmeverlustkoeffizienten: $a_{60} = a_1 + a_2 \cdot 60K$.

tion im Vergleich zu den Werten nach der Exposition weichen marginal voneinander ab. Bei Prüfling LZ1 steigt a_{60} um 0,030 W/(m²K), bei Prüfling LZ2 sinkt a_{60} um 0,034 W/(m²K). Diese gute Reproduzierbarkeit der Wärmeverlustkoeffizienten deutet darauf hin, dass die Low-e Schicht auf dem *K Glass*™ nicht signifikant degradiert ist. Weiterhin kann darauf geschlossen werden, dass kein Füllgasverlust infolge von Leckagen im Randverbund aufgetreten ist, da dieser ebenfalls einen messbaren Einfluss auf den Wärmeverlustkoeffizienten des Kollektors zeigen würde. Auch der Konversionsfaktor η_0 zeigt nur eine sehr geringe Veränderung. Er verbessert sich sogar um absolut 0,6 % (LZ1) bzw. 0,2 % (LZ2). Aus der Annahme, dass an dem Referenzkollektor, der nur bei Raumtemperatur gelagert und nicht belastet wurde, keine Degradation stattgefunden hat, folgt, dass der Kollektorwirkungsgradfaktor F' und der Absorptionsgrad des Absorbers α sich nicht verändert haben können. Damit ist η_0 direkt proportional zum Transmissionsgrad der Verglasung, der sich nach der Wirkungsgradkurve im Verlauf der Bewitterung nicht reduziert haben kann. Dies widerspricht den Ergebnissen der Transmissionsgrad-Messungen (vgl. Abschnitt 8.6.2.3), die eine geringe Reduzierung des Transmissionsgrads infolge der Exposition gezeigt haben. Eine Vermutung ist, dass durch die Messung des Transmissionsgrades ausschließlich an zwei Ecken der Verglasung lokal auftretende Effekte gemessen wurden, die sich auf die indirekt über die Wirkungsgradkennlinie ermittelte integrale Transmission der Verglasung nicht merklich auswirken.

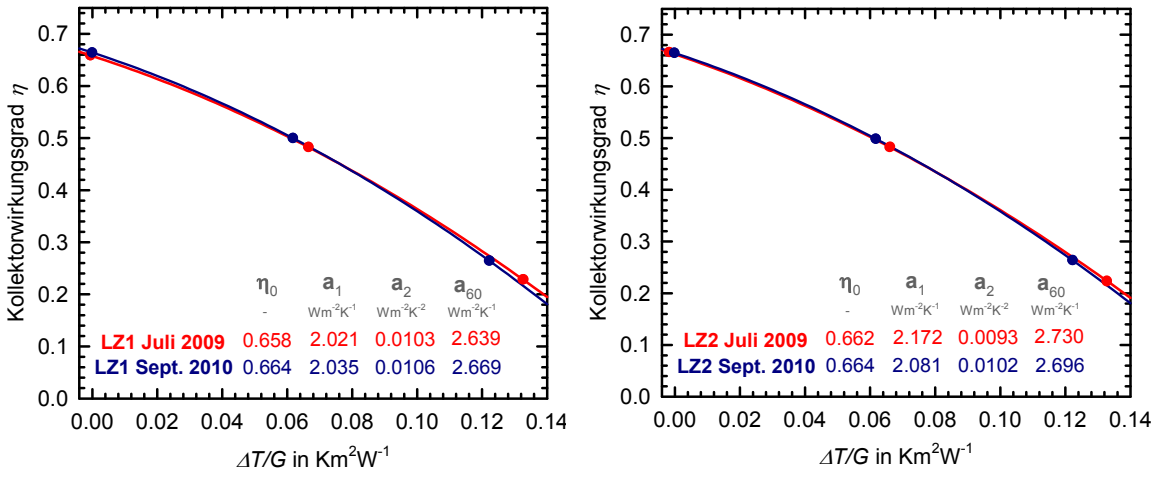


Abbildung 8.39: Wirkungsgradkennlinie vor der Exposition (Juli 2009) und nach 13 Monaten Exposition (September 2010).

8.6.2.5 Visuelle Überprüfung

Eine visuelle Überprüfung ergab keine Beschädigungen oder deutliche Auffälligkeiten an der Verglasung.

8.6.2.6 Zusammenfassung Langzeitexposition

Insgesamt hat die Langzeitexposition nach 13 Monaten keine Degradation der untersuchten Verglasungsprüflinge ergeben, die die Leistungsfähigkeit eines isolierverglasten Kollektors beeinflusst. Die Exposition wird, über den Zeitrahmen dieser Arbeit hinaus, weiter fortgesetzt.

9 Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen

Um die Wirtschaftlichkeit des hocheffizienten Flachkollektors mit Low-e Verglasung (im folgenden als HFK bezeichnet) zu untersuchen, wird zum einen eine vergleichende Betrachtung mit den am Markt etablierten Kollektorbauarten Flachkollektor (einfachverglast) und Vakuumröhrenkollektor durchgeführt. Zum anderen wird ein Vergleich des HFK mit doppeltverglasten Flachkollektoren, die ohne eine Low-e Beschichtung in der Verglasung auskommen, angestellt.

Die zu erwartenden Herstellkosten des HFK wurden zunächst von den im Forschungsprojekt *Solarthermie2000plus: Grundlagen für selektiv beschichtete Hochleistungsverglasungen für Flachkollektoren, Kurzbezeichnung „HGlas“* (Föste 2011) beteiligten Industriepartnern relativ zu den etablierten Bauarten Flachkollektor (einfachverglast) und Vakuumröhrenkollektor ermittelt.

Die Kosten werden anschließend mit den zu erwartenden Erträgen, die mit Hilfe von Systemsimulationen ermittelt werden, in Beziehung gesetzt. Dazu werden zwei unterschiedliche Systeme verwendet:

- Bruttowärmeertragssimulationen, bei denen der Kollektor im gesamten Jahresverlauf bei einer konstanten Kollektoreintrittstemperatur, wenn er Nutzwärme liefern kann, betrieben wird.
- Simulation eines solarthermischen Systems zur Trinkwassererwärmung und Heizungsunterstützung mit hohem solarem Deckungsanteil.

In den folgenden Abschnitten werden die Vorgehensweise und die erzielten Ergebnisse vorgestellt.

9.1 Kostenabschätzung

Die Ermittlung der zu erwartenden Herstellkosten des HFK, sowie der etablierten Bauarten Flachkollektor (einfachverglast) und Vakuumröhrenkollektor erfolgt durch interne Betrachtungen der im Projekt *HGlas* (Föste 2011) beteiligten Kollektorhersteller anhand ihrer Standardprodukte. Die ermittelten absoluten Kosten sind firmeninterne Daten, die nicht zur Veröffentlichung freigegeben werden können. Deshalb werden die Herstellkosten für den HFK sowie die Herstellkosten für den Vakuumröhrenkollektor ins Verhältnis zu den Kosten des einfachverglasten Flachkollektors gesetzt.

Um die zu erwartenden Kosten für den HFK zu ermitteln, werden nach (Föste 2011) Mehrkosten gegenüber einer Einfachverglasung ohne Antireflexschicht von 37 € pro m² Aperturfläche ermittelt.

Diese beinhalten die Kosten für die zusätzliche eisenarme Glasscheibe, die 3 Antireflexschichten (Pos. 1, 2, 4) sowie die AZO Low-e Schicht (Pos. 3). Des Weiteren werden die Kosten für die Randverbundmaterialien inklusive Gasfüllung und die Fertigung des Isolierglasverbundes berücksichtigt. Falls nach Auffassung des jeweiligen Kollektorherstellers weitere Maßnahmen am Kollektorgehäuse zusätzliche Kosten herbeiführen, gehen diese ebenfalls in die Kostenbetrachtung ein. Diese Kostenabschätzung wurde von jedem

der drei am Projekt beteiligten Kollektorhersteller jeweils für die eigenen Kollektoren durchgeführt.

Als Mittelwert aus den Angaben der drei Partner ergeben sich die folgenden Kostenverhältnisse für den hocheffizienten Flachkollektor (HFK) und den Vakuumröhrenkollektor:

$$Kostenverhältnis\ HFK = \frac{Herstellkosten\ HFK}{Herstellkosten\ Flachkollektor} = \mathbf{1{,}62}$$

$$Kostenverhältnis\ VRK = \frac{Herstellkosten\ Vakuumröhrenkollektor}{Herstellkosten\ Flachkollektor} = \mathbf{2{,}46}$$

Es werden in den folgenden Abschnitten zudem Flachkollektoren mit einer Doppelverglasung betrachtet, die anstelle der Low-e Beschichtung auf Position 3 eine weitere Antireflexbeschichtung aufweisen. Es wird die Annahme getroffen, dass eine hochwertige Antireflexbeschichtung die gleichen Kosten wie eine AZO Low-e Beschichtung verursacht. Da die Schicht auf Position 3 den einzigen Unterschied zum HFK darstellt, wird somit davon ausgegangen, dass die Kosten für den Doppelglaskollektor denen des HFK entsprechen.

9.2 Bruttowärmeertragssimulation

Mit Hilfe von Bruttowärmeertragsimulationen kann ermittelt werden, welche Erträge der Kollektor bei einer bestimmten konstanten Eintrittstemperatur innerhalb eines Jahres liefern würde. Dazu wird im Rahmen dieser Arbeit ein Simulationsdeck in *TRNSYS* (TRNSYS 2008) verwendet. Es wird ein fiktives solarthermisches System abgebildet, in dem der Kollektor über das ganze Jahr bei einer festen Kollektoreintrittstemperatur arbeitet. Erreicht der Absorber diese Temperatur zuzüglich einer Einschaltschwelle von + 0,5 K, schaltet die Kollektorkreispumpe ein. Unterschreitet der Absorber diese Temperatur zuzüglich einer Abschaltschwelle von + 0,25 K, wird die Kollektorkreispumpe ausgeschaltet.

Der Lastverlauf eines solchen Systems ähnelt dem Lastverlauf in einem System zur Bereitstellung von solarer Prozesswärme. Beispielsweise wenn der Kollektor eingesetzt wird, um für einen industriellen Prozess die Vorwärmung des Prozessmediums zu übernehmen, bei dem ein sehr großer Speicher das ganze Jahr über Wärme auf einem konstanten Temperaturniveau bereithält.

Die Simulation wurde unter folgenden Randbedingungen durchgeführt:

- Standort Zürich, *Meteonorm* Wetterdaten (Meteotest 2003)
- Kollektorneigungswinkel 45°
- Spezifischer Fluidmassenstrom 130 kg/(m²a)

9.2.1 Vergleich mit Standardprodukten

Die Simulationen werden mit dem hocheffizienten Flachkollektor mit Low-e Doppelverglasung (HFK) sowie den Standard-Vakuumröhrenkollektoren und Standard-Flachkol-

lektoren der Projektpartner durchgeführt. Die Kollektorparameter der Standardkollektoren stammen aus Angaben der Projektpartner. Die Wirkungsgradparameter des HFK wurden mit Hilfe des in Abschnitt 5 vorgestellten Kollektormodells berechnet. Dabei wurden die Konstruktionsparameter und optischen Eigenschaften nach Tabelle 7.1 verwendet. Es ergeben sich die folgenden Kollektorkennwerte (vgl. Abbildung 7.2):

- Konversionsfaktor η_0: 0,78
- Wärmeverlustkoeffizient a_1: 2,02 W/(m²K)
- Wärmeverlustkoeffizient a_2: 0,0088 W/(m²K)
- Effektive Kollektorkapazität c_{eff}: 9,5 kJ/(m²K)
- Koeffizient b_0 des IAM 0,13

Die effektive Kollektorkapazität wurde nach dem in (EN 12975-2 2006) verwendeten Berechnungsverfahren ermittelt, der Koeffizient b_0 wurde mit dem Versuchskollektor gemessen (vgl. Abschnitt 6.4). Eine Übersicht der Kollektorkennwerte aller Kollektoren, die im Rahmen der Simulationen verwendet wurden, ist in Anhang A.7 zu finden.

In Abbildung 9.1 sind die simulierten, auf die Aperturfläche bezogenen Bruttowärmeerträge bei unterschiedlichen Kollektoreintrittstemperaturen für die untersuchten Kollektorbauarten dargestellt. Dabei kennzeichnen die dargestellten Werte für die Flachkollektoren und Vakuumröhrenkollektoren jeweils die Mittelwerte der Kollektoren der drei Kollektorhersteller im Projekt *HGlas*. Es wird deutlich, dass der Flachkollektor (FK) ab einer Kollektoreintrittstemperatur von ca. 90 °C keine nennenswerten Erträge mehr liefert. Der Ertrag des HFK liegt zwischen Vakuumröhrenkollektor (VRK) und Flachkollektor, jedoch deutlich näher am VRK.

Abbildung 9.2 zeigt im Unterschied zu Abbildung 9.1 die Bruttowärmeerträge der drei Kollektorbauarten auf die Bruttofläche bezogen[28]. Hier ist der Unterschied zwischen VRK und HFK deutlich geringer, es wirkt sich die gute Flächenausnutzung des FK gegenüber dem VRK aus.

Um die Wirtschaftlichkeit des HFK zu bewerten, werden die simulierten Bruttowärmeerträge mit den ermittelten Kosten, jeweils relativ zum FK, in Beziehung gesetzt. In Abbildung 9.3 sind die Bruttowärmeerträge von VRK und HFK normiert auf den Ertrag des FK für unterschiedliche Kollektoreintrittstemperaturen dargestellt. Zusätzlich sind die Herstellkosten von VRK und HFK (vgl. Abschnitt 9.1) als horizontale Graphen eingezeichnet. Als Kriterium für die Wirtschaftlichkeit dient das Verhältnis von spezifischem Ertrag zu spezifischen Herstellkosten (Bezug Aperturfläche). Übersteigt für den HFK der auf den FK normierte Ertrag die auf den FK normierten Herstellkosten, ist der HFK

[28] Die richtige Bezugsfläche für die Leistungsangaben ist m. E. vom Zweck der Angabe abhängig. Für Marketingzwecke ist die Aperturfläche zu wählen, da in Deutschland die Aperturfläche der relevante Bezug für Wirkungsgradangaben ist. Liegt jedoch eine begrenzte Dachfläche vor, mit der eine maximale Wärmemenge zu erzielen ist, liefert der Bezug auf die Bruttofläche die sinnvollere Aussage.

gegenüber dem FK wirtschaftlich im Vorteil. Dies ist in Abbildung 9.3 der Temperaturbereich rechts vom Schnittpunkt der Graphen des Bruttowärmeertrags und der Herstellkosten. Für den HFK ergibt sich nach dieser Betrachtung oberhalb einer Kollektoreintrittstemperatur von 70 °C ein wirtschaftlicher Vorteil gegenüber dem Flachkollektor. Aus der entsprechenden Betrachtung für den Vakuumröhrenkollektor ergibt sich, dass dieser ab einer Kollektoreintrittstemperatur von 84 °C wirtschaftlich gegenüber dem Flachkollektor arbeitet.

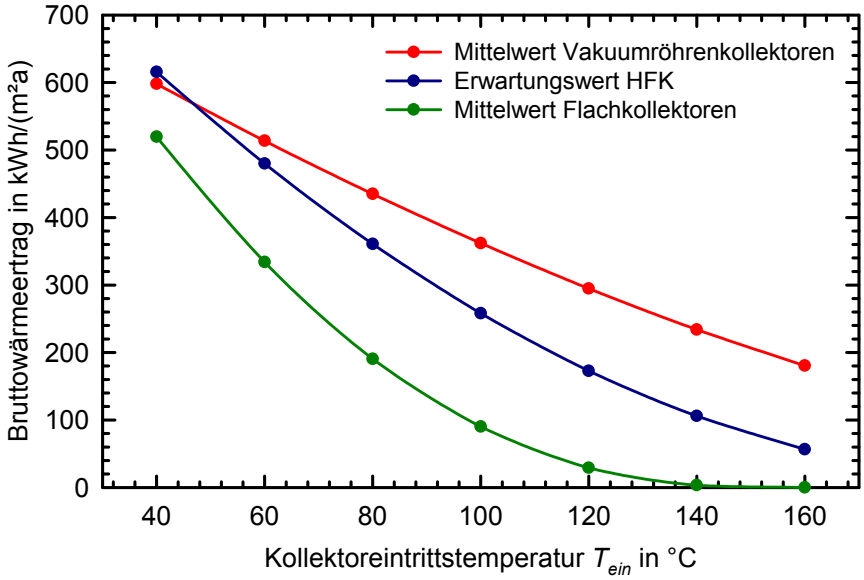


Abbildung 9.1: Bruttowärmeerträge auf die Aperturfläche bezogen; jeweils als Mittelwerte der betrachteten Kollektortypen Vakuumröhrenkollektor (VRK) und Flachkollektor (FK) und der erwartete Wert des HFK.

Um zu ermitteln in welchem Temperaturbereich der HFK gegenüber dem Vakuumröhrenkollektor Vorteile aufweist, werden nach dem oben beschriebenen Verfahren die Bruttowärmeerträge und Herstellkosten von Vakuumröhrenkollektor und HFK verglichen. In Abbildung 9.4 sind jeweils Herstellkosten und Erträge normiert auf die Werte des HFK dargestellt. Es ergibt sich, dass der HFK bis zu einer Kollektoreintrittstemperatur von 110°C wirtschaftlich im Vorteil gegenüber dem Vakuumröhrenkollektor ist.

Insgesamt stellt sich somit für den HFK ein wirtschaftlicher Betriebsbereich von Kollektoreintrittstemperaturen zwischen 70 °C und 110 °C heraus. Unterhalb von 70 °C sind einfachverglaste Flachkollektoren im Vorteil, oberhalb von 110 °C Vakuumröhrenkollektoren.

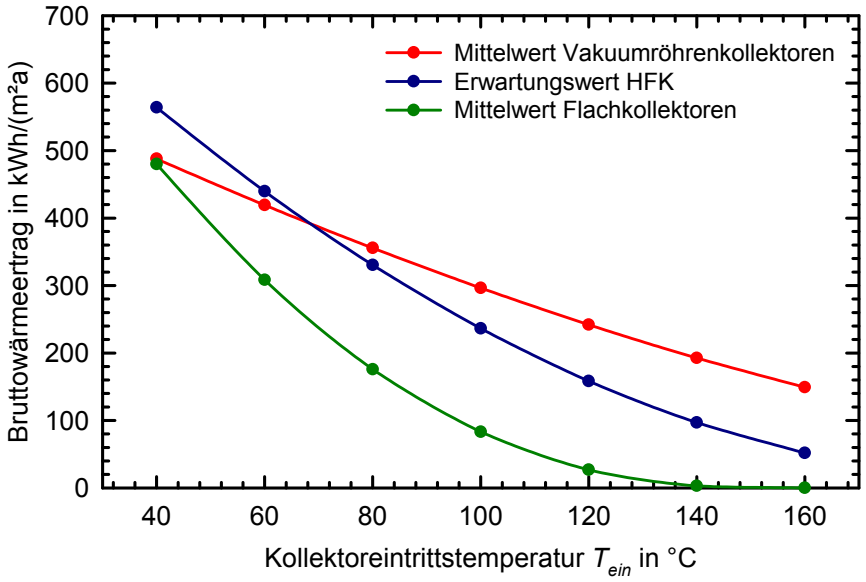


Abbildung 9.2: Bruttowärmeerträge auf die Bruttofläche bezogen; jeweils als Mittelwerte der betrachteten Kollektortypen Vakuumröhrenkollektor (VRK) und Flachkollektor (FK) und der erwartete Wert des HFK.

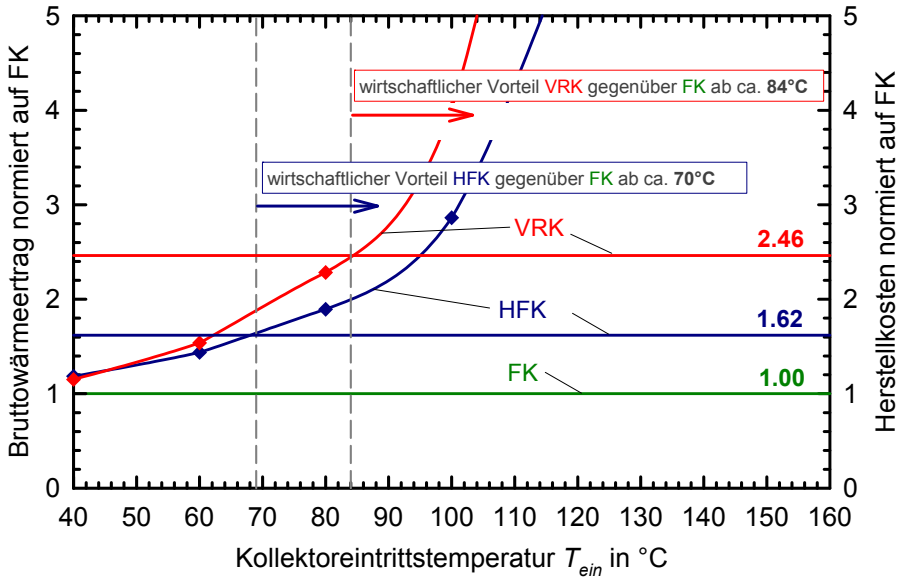


Abbildung 9.3: Bruttowärmeerträge bezogen auf die Aperturfläche für Flachkollektor (FK), Vakuumröhrenkollektor (VRK) und HFK (normiert auf den BWE des Flachkollektors) in Abhängigkeit der Kollektoreintrittstemperatur sowie die jeweiligen Herstellkosten pro m² Aperturfläche (normiert auf die Herstellkosten des HFK).

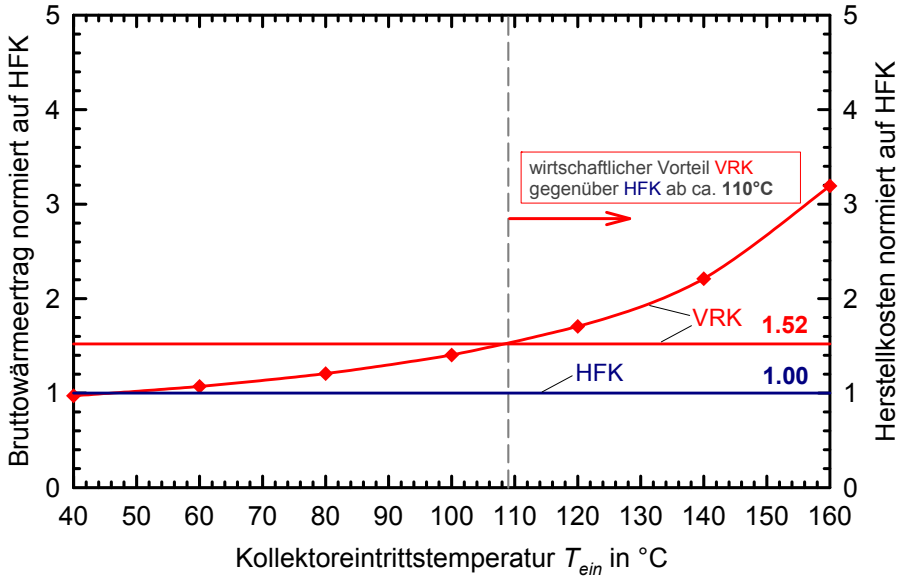


Abbildung 9.4: Bruttowärmeerträge bezogen auf die Aperturfläche für Vakuumröhrenkollektor (VRK) und HFK (normiert auf den BWE des HFK) in Abhängigkeit der Kollektoreintrittstemperatur sowie die jeweiligen Herstellkosten pro m² Aperturfläche (normiert auf die Herstellkosten des HFK).

9.2.2 Vergleich mit Doppelglaskollektoren

Um den Einfluss der Low-e Beschichtung zu bewerten, werden vergleichende Betrachtungen der Bruttowärmeerträge eines am Markt verfügbaren Doppelglaskollektors (DG) und eines „optimierten“ Doppelglaskollektors (DG_{opt}), jeweils ohne Low-e Beschichtung in der Verglasung und des HFK durchgeführt. Die Ermittlung der Kollektorkennwerte mit Hilfe des stationären Kollektormodells wird in Abschnitt 7.3 erläutert.

Ein Vergleich der ermittelten Bruttowärmeerträge von HFK und DG_{opt} verdeutlicht, dass der Einsatz der niedrig emittierenden Beschichtung anstelle einer hochwertigen Antireflexbeschichtung auf Position 3 für alle Kollektoreintrittstemperaturen zwischen 40 °C und 160 °C zu einem höheren Wärmeertrag führt. Bei einer Eintrittstemperatur von 60 °C beträgt der relative Mehrertrag 7 %, bei 100 °C beträgt dieser 20 %. Mit der Annahme der Kostengleichheit für die AZO Low-e Beschichtung und die hochwertige Antireflexbeschichtung führt der Einsatz einer AZO Low-e Beschichtung zu wirtschaftlichen Vorteilen für einen doppeltverglasten Kollektor.

Im Vergleich zum kommerziellen Kollektor DG erzielt der HFK bei 60 °C ein um 25 % und bei 100 °C ein um 80 % höheren Wärmeertrag. Diese deutliche Ertragssteigerung des HFK gegenüber dem DG, der den Stand der Technik darstellt, ist sowohl auf die Wirkung der Low-e Beschichtung, aber auch auf die im Rahmen dieser Arbeit optimierten Abstände von Absorber und Glasscheiben und die wärmebrückenarme Konstruktion des Kollektorgehäuses mit Seitendämmung zurückzuführen.

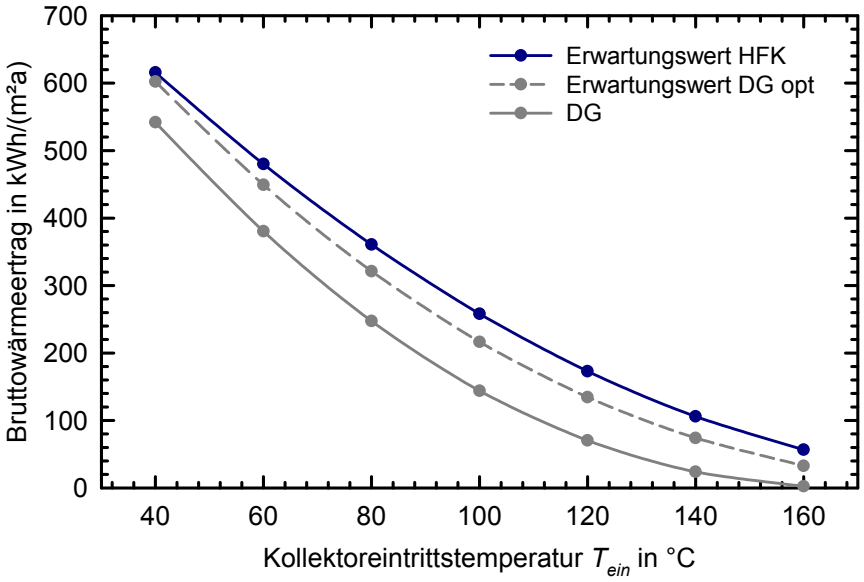


Abbildung 9.5: Bruttowärmeerträge auf die Aperturfläche bezogen; HFK, optimierter Doppelglaskollektor (DG_{opt}) und kommerzieller Doppelglaskollektor (DG).

9.3 Simulation eines solaren Heizungssystems

Die durchgeführten Simulationen des Bruttowärmeertrags können sehr gut als Vergleichszahl zur Bewertung der Kollektoren verwendet werden. Durch die stark vereinfachte Annahme einer im Jahresverlauf konstanten Eintrittstemperatur können jedoch keine eindeutigen Rückschlüsse auf die zu erwartenden Kollektorerträge bei realen Anlagen gezogen werden. Aus diesem Grund werden zusätzlich Systemsimulationen mit einem solaren Heizungssystem durchgeführt, um die zu erwartende Leistungsfähigkeit des HFK in einem realen System zu untersuchen und vergleichend mit den Bauarten einfachverglaster Flachkollektor und Vakuumröhrenkollektor (Mittelwerte der drei Kollektorhersteller im Projekt *HGlas*, analog zu Abschnitt 9.2) bewerten zu können.

9.3.1 Simuliertes System

Um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, wird das im *Task 32* des Progamms *Solar Heating and Cooling* der *IEA* in der Simulationsumgebung *TRNSYS* (TRNSYS 2008) entwickelte standardisierte Gebäude mit standardisiertem Heizsystem verwendet (Heimrath 2007). Abbildung 9.6 zeigt ein vereinfachtes schematisches Schaltbild der simulierten solaren Kombianlage.

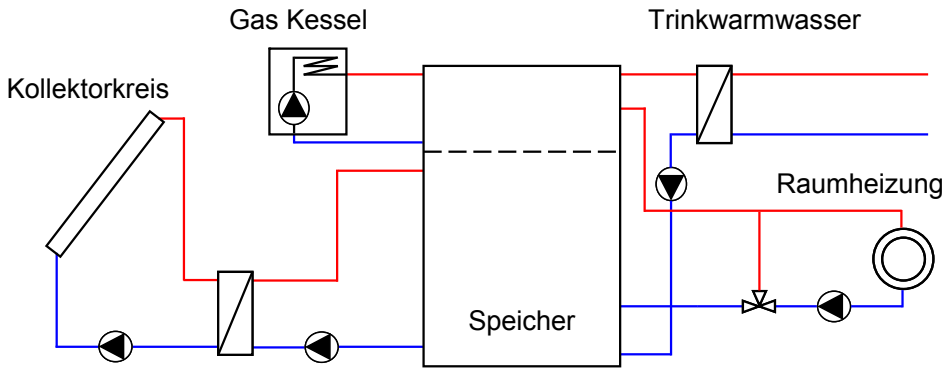


Abbildung 9.6: Vereinfachtes Schema des solaren Kombisystems aus IEA-SHC Task 32.

Im Folgenden werden die wichtigsten Randbedingungen erläutert, die der Simulation zugrunde liegen:

- Gebäude: Einfamilienhaus
  Wohnfläche: 140 m²
  mittlerer Heizenergiebedarf 60 kWh/m²a
- Standort: Zürich, *Meteonorm* Wetterdaten (Meteotest 2003)
- Kollektorausrichtung: Neigung: 45°, Südausrichtung
  Einstrahlung in Kollektorebene: 1212 kWh/(m²a)
- Speicher: Volumen: 3 m³
  Maximaltemperatur: 90 °C
  Dämmung: 0,3 m
- Trinkwarmwasser: Bereitstellungstemperatur: 45 °C
  Energiebedarf: 3040 kWh/a (200 l pro Tag bei 45 °C)
- Raumheizung: Vorlauf-/Rücklauftemperatur: 40 °C / 35 °C
  Energiebedarf: 8400 kWh/a

Zur Bewertung der Leistungsfähigkeit der betrachteten Kollektoren im solaren Kombisystem wird die anteilige Primärenergieeinsparung $f_{sav,ext}$ nach (Heimrath 2007) herangezogen. Diese Größe ist ein Maß für die Einsparung von Primärenergie des solaren Heizsystems gegenüber einem konventionellen Heizsystem ohne solare Unterstützung. Die Definition lautet:

$$f_{sav,ext} = 1 - \frac{E_{total}}{E_{total,ref}} = 1 - \frac{\frac{Q_{Boiler}}{\eta_{Boiler}} + \frac{W_{el}}{\eta_{el}}}{\frac{Q_{Boiler,ref}}{\eta_{Boiler,ref}} + \frac{W_{el,ref}}{\eta_{el,ref}}} \qquad \text{(Gl. 9.1)}$$

mit

E_{total} Primärenergiebedarf des solaren Heizsystems in kWh

$E_{total,ref}$	Primärenergiebedarf des Referenzsystems in kWh
Q_{Boiler}	Wärmebereitstellung der fossilen Nachheizung des solaren Heizsystems in kWh
$Q_{Boiler,ref}$	Wärmebereitstellung des Referenzsystems in kWh
η_{Boiler}	Nutzungsgrad der fossilen Nachheizung des solaren Systems
$\eta_{Boiler,ref}$	Nutzungsgrad der Wärmeversorgung des Referenzsystems
η_{el}	Primärenergetischer Wirkungsgrad der Stromerzeugung
W_{el}	Strombedarf des solaren Heizsystems in kWh
$W_{el,ref}$	Strombedarf des Referenzsystems in kWh

Für η_{Boiler} und $\eta_{Boiler,ref}$ wird ein Wert von 0,85 und für η_{el} ein Wert von 0,4 (zur Berücksichtigung der Verluste bei der Stromerzeugung) angenommen.

Für weitere Details zum verwendeten System sowie zu den einzelnen Komponenten wird auf (Heimrath 2007) verwiesen.

9.3.2 Ergebnisse Standardprodukte

Um die Leistungsfähigkeit der drei Kollektorbauarten in dem beschriebenen System zu untersuchen, wird die verwendete Kollektorfläche A_{koll} für jeden Kollektor zwischen 10 m² und 100 m² variiert und die anteilige Primärenergieeinsparung $f_{sav,ext}$ aus den Simulationsergebnissen ermittelt. Analog zu Abschnitt 9.2 werden zur Bewertung für FK und VRK die Mittelwerte der 3 Industrieprodukte der Projektpartner gebildet. Abbildung 9.7 zeigt die Werte für $f_{sav,ext}$ in Abhängigkeit der Kollektorfläche für die untersuchten Kollektorbauarten.

Als Kriterium zur Bewertung der Wirtschaftlichkeit werden die Kosten für das Kollektorfeld der drei Bauarten bei gleicher anteiliger Primärenergieeinsparung betrachtet.

Dabei werden für das Kollektorfeld neben den reinen Herstellkosten der Kollektoren zusätzlich die Montage, der Unterbau und die Verrohrung des Kollektorfeldes bei Schrägdachmontage berücksichtigt. Nach Betrachtungen im Rahmen der Förderprogramme *Solarthermie2000* und *Solarthermie2000plu*s (Peuser 2008) betragen diese zusätzlichen Kosten ca. 40 % der Kollektorkosten bei Flachkollektoren. Es wird die Annahme getroffen, dass sich die für Flachkollektoren ermittelten absoluten Kosten für Montage, Unterbau, Verrohrung auch auf Vakuumröhrenkollektoren und den HFK übertragen lassen.

Mit den erwähnten zusätzlichen Installationskosten für das Kollektorfeld ergeben sich ausgehend von den in Abschnitt 9.1 ermittelten Kostenverhältnissen für VRK und HFK relativ zum FK die folgenden Kostenverhältnisse, die sich auf das montierte Kollektorfeld (pro m² Aperturfläche) beziehen:

$$Kostenverhältnis\ HFK = \frac{Kosten\ Kollektorfeld\ HFK}{Kosten\ Kollektorfeld\ FK} = \mathbf{1{,}44}$$

$$Kostenverhältnis\ VRK = \frac{Kosten\ Kollektorfeld\ VRK}{Kosten\ Kollektorfeld\ FK} = \mathbf{2{,}05}$$

Damit der HFK einen wirtschaftlichen Vorteil gegenüber dem Flachkollektor im betrachteten System aufweist, müssen die höheren Kosten pro m² Aperturfläche des HFK durch einen geringeren Flächenbedarf kompensiert werden, sodass insgesamt geringere Kosten für das Kollektorfeld entstehen. Es kann somit folgende Beziehung formuliert werden, die den wirtschaftlichen Bereich des HFK gegenüber dem Flachkollektor kennzeichnet:

$$1{,}44\,A_{HFK} < A_{FK} \Rightarrow A_{HFK} < 0{,}69\,A_{FK} \qquad \text{(Gl. 9.2)}$$

Entsprechend kennzeichnet folgende Beziehung den wirtschaftlichen Bereich des HFK gegenüber dem VRK:

$$1{,}44\,A_{HFK} < 2{,}05\,A_{VRK} \Rightarrow A_{HFK} < 1{,}42\,A_{VRK} \qquad \text{(Gl. 9.3)}$$

Mit der in (Gl. 9.2) formulierten Bedingung ergibt sich, dass der HFK bei einem Wert von $f_{sav,ext} > 49$ % einen ökonomischen Vorteil gegenüber dem Flachkollektor aufweist, wie in Abbildung 9.7 graphisch dargestellt ist. Es ergeben sich Kollektorflächen von mindestens 34 m² (HFK) gegenüber 49 m² (FK).

Das Kriterium für Wirtschaftlichkeit des HFK gegenüber dem Vakuumröhrenkollektor nach (Gl. 9.3) ist im gesamten untersuchten Bereich für A_{koll} erfüllt. Damit arbeitet der HFK unter den gegebenen Randbedingungen in dem betrachteten System unabhängig von der verwendeten Kollektorfläche und der davon abhängigen anteiligen Primärenergieeinsparung wirtschaftlich gegenüber dem Vakuumröhrenkollektor.

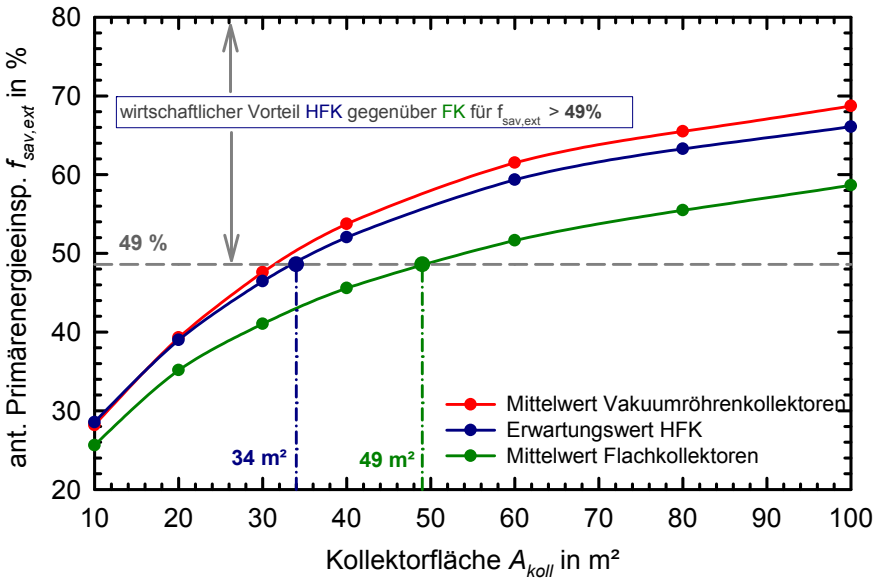


Abbildung 9.7: *Anteilige Primärenergieeinsparung $f_{sav,ext}$ der untersuchten Kollektorbauarten VRK, FK und HFK in Abhängigkeit der verwendeten Kollektorfläche A_{koll}.*

Das für die Simulationen verwendete Referenzsystem aus dem *Task 32 „Solar Heating and Cooling“* der *IEA* ist bezüglich der zu bedienenden Temperaturniveaus auf der Nutzerseite optimiert. In realen Systemen liegen jedoch häufig höhere Temperaturniveaus auf der Nutzerseite vor. Um zu untersuchen, wie sich höhere Temperaturen auf die Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen auswirken, werden in zwei Schritten die Temperaturniveaus für den Bereitschaftsteil im Speicher, für die Bereitstellung des Trinkwarmwassers sowie für den Heizungsvorlauf und -rücklauf angehoben (vgl. Tabelle 9.1).

Die Ergebnisse sind in Abbildung 9.8 und Abbildung 9.9 dargestellt. Die Simulationsergebnisse machen deutlich, dass die erhöhten Temperaturniveaus auf der Nutzerseite nur einen geringen Einfluss auf die anteilige Primärenergieeinsparung $f_{sav,ext}$ bei HFK und Vakuumröhrenkollektor zeigen. Ursache sind die vergleichsweise geringen Wärmeverlustkoeffizienten dieser Kollektoren. Die $f_{sav,ext}$-Werte für den FK gehen deutlicher zurück, da hier aufgrund höherer Wärmeverlustkoeffizienten eine größere Sensitivität gegenüber höheren Bereitstellungstemperaturen auftritt, wie bereits in Abschnitt 9.2 anhand der Bruttowärmeertragssimulationen deutlich wurde.

Der Bereich in dem der HFK gegenüber dem FK im betrachteten System wirtschaftlich arbeitet (Gl. 9.2), liegt im Fall „IEA SHC Task 32 T++“ (vgl. Tabelle 9.1) bei $f_{sav,ext} > 37$ %. Dies entspricht einer Kollektorfläche von mindestens 22,5 m² (HFK) gegenüber 32 m² (FK). Nach der in (Gl. 9.3) formulierten Bedingung ist der HFK auch in diesem Fall für alle betrachteten Kollektorflächen wirtschaftlicher gegenüber dem VRK.

Tabelle 9.1: Temperaturniveaus auf der Nutzerseite sowie im Bereitschaftsteil des Speichers; ursprüngliche Werte des verwendeten IEA SHC Task 32 Systems und schrittweise angehobene Werte.

	IEA SHC Task 32 ursprüngliche Temperaturniveaus	**IEA SHC Task 32 T+** Temperaturniveaus erhöht (Schritt 1)	**IEA SHC Task 32 T++** Temperaturniveaus erhöht (Schritt 2)
Solltemperatur Speicherbereitschaftsteil	63 °C	68 °C	73 °C
Bereitstellungstemperatur Trinkwarmwasser	45 °C	50 °C	55 °C
Vor-/Rücklauftemperatur der Raumheizung	40 °C / 35 °C	47,5 °C / 40 °C	55 °C / 45 °C

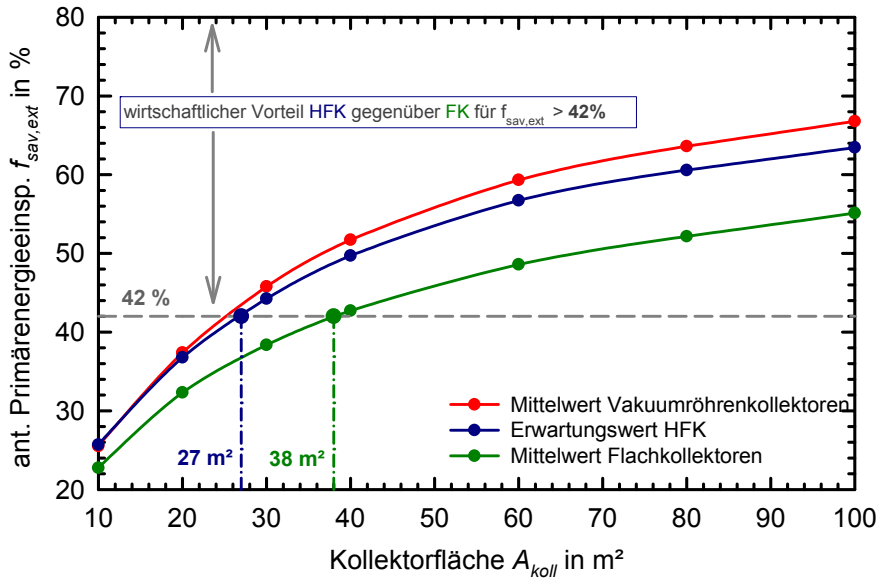


Abbildung 9.8: Anteilige Primärenergieeinsparung $f_{sav,ext}$ des Systems mit den untersuchten Kollektorbauarten VRK, FK und HFK in Abhängigkeit der verwendeten Kollektorfläche A_{koll}; erhöhte Temperaturniveaus T+ (vgl. Tabelle 9.1).

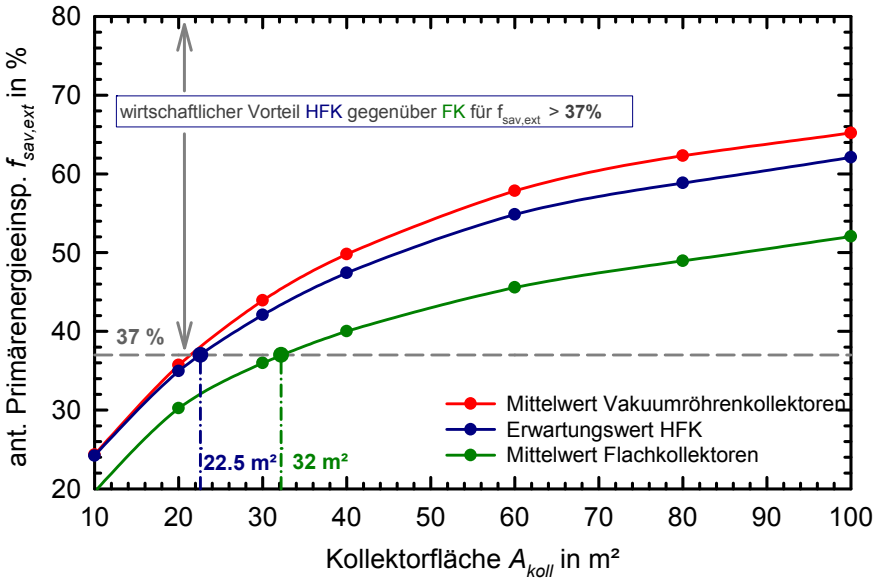


Abbildung 9.9: Anteilige Primärenergieeinsparung $f_{sav,ext}$ des Systems mit den untersuchten Kollektorbauarten VRK, FK und HFK in Abhängigkeit der verwendeten Kollektorfläche A_{koll}; erhöhte Temperaturniveaus T++ (vgl. Tabelle 9.1).

9.3.3 Ergebnisse Doppelglaskollektoren

Analog zur Betrachtung des Bruttowärmeertrags werden auch bei der Betrachtung des solaren Heizungssystems vergleichende Simulationen zwischen dem HFK, dem optimierten Doppelglaskollektor (DG_{opt}) und dem kommerziellen Doppelglaskollektor (DG)

durchgeführt. Die Ergebnisse der Simulation zeigt Abbildung 9.10 für exemplarisch für die Systemkonfiguration mit erhöhten Temperaturen auf der Nutzerseite („IEA SHC Task 32 T++“, vgl. Tabelle 9.1).

Vergleicht man die Ergebnisse für HFK und DG_{opt} zeigt sich, dass der Kollektor mit einer Low-e Beschichtung anstelle einer Antireflexbeschichtung im solarunterstützten Heizungssystem höhere Primärenergieeinsparungen erzielen kann. Bei einem exemplarisch ausgewählten Wert von $f_{sav} = 45$ % führt der der HFK gegenüber dem DG opt zu einer Einsparung der Kollektorfläche von 10 %. Mit der Annahme der identischen flächenspezifischen Kollektorkosten führt dieses gleichermaßen zu einer Reduzierung der Kollektorkosten um 10 %.

Gegenüber dem kommerziellen Doppelglaskollektor (DG) können bei $f_{sav} = 45$ % mit dem optimierten Doppelglaskollektor etwa 25 % und mit dem HFK etwa 30 % der Kollektorfläche eingespart werden.

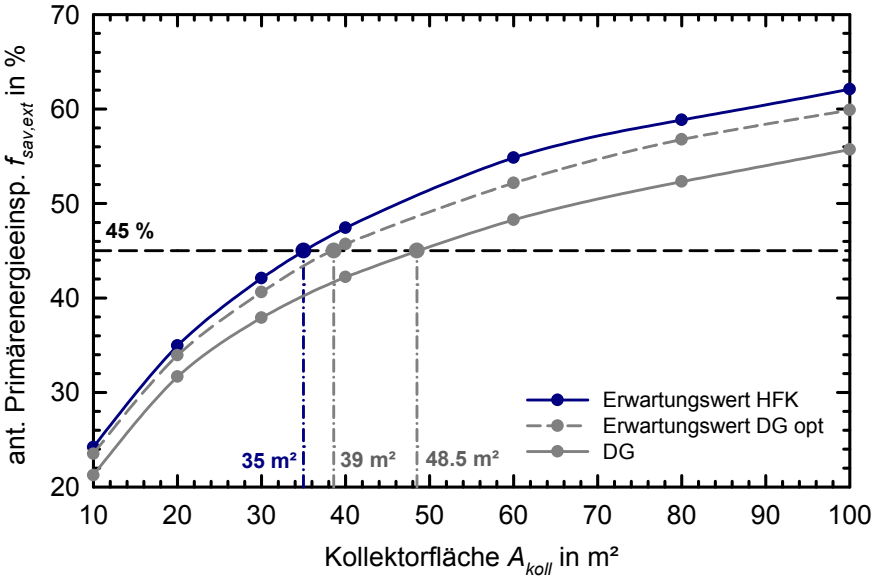


Abbildung 9.10: Anteilige Primärenergieeinsparung $f_{sav,ext}$ des Systems mit kommerziellem Doppelglaskollektor (DG), optimiertem Doppelglaskollektor (DG opt) und HFK in Abhängigkeit der verwendeten Kollektorfläche A_{koll}; erhöhte Temperaturniveaus T++ (vgl. Tabelle 9.1).

9.4 Diskussion der Ergebnisse

Zur Bewertung der durchgeführten Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen ist zunächst anzumerken, dass die zugrunde liegenden relativen Herstellkosten der Industrieprodukte VRK und FK nicht den Mittelwert des gesamten deutschen Solarkollektormarktes abbilden, sondern anhand von internen Betrachtungen der Standardprodukte der drei im Forschungsprojekt *Solarthermie2000plus: Grundlagen für selektiv beschichtete Hochleistungsverglasungen für Flachkollektoren* (Föste 2011) beteiligten Kollektorhersteller ermittelt wurden. Gleiches gilt für die der Simulation zugrunde liegenden Kollektorkennwerte. Die drei Hersteller gehören allerdings zu den großen Marktteilnehmern in Deutschland, wodurch die Bedeutung der Aussage wieder erhöht wird.

Die Auswertung der Bruttowärmeertragssimulationen hat für den hocheffizienten Flachkollektor einen wirtschaftlichen Betriebsbereich gegenüber den Standard-Industrieprodukten von 70 °C bis 110 °C ergeben.

Im solaren Kombisystem mit Heizungsunterstützung hat sich gezeigt, dass der hocheffiziente Flachkollektor erst bei hoch dimensionierten Kollektorfeldern wirtschaftliche Vorteile gegenüber dem Flachkollektor zeigt. Im Vergleich zum Vakuumröhrenkollektor ist der hocheffiziente Flachkollektor, aufgrund der deutlich geringeren Kosten und der nur geringfügig niedrigeren Erträge, jedoch für alle betrachteten Dimensionierungen des Kollektorfelds wirtschaftlich im Vorteil.

Die vergleichenden Betrachtungen von hocheffizientem Flachkollektor und Doppelglasglaskollektor DG_{opt} machen in Bezug auf die zu erwartenden Bruttowärmeerträge sowie in Bezug auf die Primärenergieeinsparung im solaren Heizungssystem deutlich, dass die AZO Low-e Beschichtung anstelle einer Antireflexbeschichtung in einem doppeltverglasten Kollektor die Leistungsfähigkeit des Kollektors erhöht. Mit der Annahme von identischen Kosten für die AZO Low-e- und für die Antireflexbeschichtung führt somit der Einsatz der Low-e Beschichtung zu einer Wirtschaftlichkeitssteigerung des Kollektors.

Ein weiterer Aspekt, der bei der Wirtschaftlichkeitsbetrachtung zu berücksichtigen ist, ist der Dachflächenbedarf der betrachteten Kollektoren. Beim Einsatz des hocheffiizenten Flachkollektors gegenüber dem Flachkollektor oder den Doppelglaskollektoren ohne Low-e Verglasung wird bei gleichem Ertrag weniger Dachfläche benötigt. Somit kann entweder bei begrenzter Dachfläche mehr Ertrag erzielt werden, oder es steht hier mehr ungenutzte Dachfläche zur Verfügung, die auf andere Weise energetisch genutzt werden kann, beispielsweise zur Erzeugung elektrischer Energie durch eine Photovoltaikanlage.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden die wesentlichen wissenschaftlichen und technologischen Grundlagen für den Einsatz von gasgefüllten Zweifachverglasungen mit transparenter Low-e Beschichtung (Prinzip *Wärmeschutzverglasung*) als transparente Abdeckung von solarthermischen Flachkollektoren entwickelt. Durch den Einsatz dieser beschriebenen Verglasung können die frontseitigen Wärmeverluste, die die Gesamtwärmeverluste eines Flachkollektors dominieren, signifikant verringert werden.

Da kommerzielle Low-e beschichtete Gläser eine für die Kollektoranwendung zu geringe solare Transmission aufweisen, wurde am ISFH eine hochtransmittierende Low-e Beschichtung, dessen Funktionsschicht aus Aluminium dotierten Zinkoxid (AZO) besteht, entwickelt und erfolgreich bezüglich ihrer Langzeitbeständigkeit für die Anwendung im Kollektor getestet. Auf geeignetem eisenarmen Substrat erreicht die Beschichtung ausreichende Low-e Eigenschaften ($\varepsilon = 33$ %) und gleichzeitig mit 85 %[29] eine deutlich höhere solare Transmission als bisherige industrielle Gläser. Diese Entwicklung ist im Rahmen einer parallel zur vorliegenden Arbeit durchgeführten Doktorarbeit entstanden (Ehrmann 2012b). Da die Entwicklung zunächst im Labormaßstab erfolgte, wird für experimentelle Untersuchungen in Versuchskollektoren in der vorliegenden Arbeit eine kommerzielle Low-e Beschichtung (*K Glass™)* eingesetzt.

Einen Schwerpunkt der Arbeit bilden experimentelle und theoretische Untersuchungen bezüglich der Leistungsfähigkeit des vorgestellten Kollektorkonzepts. Da die hochtransmittierende Low-e Beschichtung zunächst nur im Labormaßstab entwickelt wurde, müssen die zu erwartenden Wirkungsgradkennwerte theoretisch ermittelt werden. Dazu wurde ein Kollektormodell entwickelt, das den Solarstrahlungs- und den Wärmetransport im Kollektor abbildet, um die erreichbaren Wirkungsgradparameter anhand von Konstruktionsparametern, optischen Eigenschaften und Materialdaten der Kollektorkomponenten sowie Umgebungsbedingungen zu bestimmen. Das Modell konnte anhand von Messungen an einem Versuchskollektor mit kommerzieller Low-e Glasscheibe validiert werden. Darauf aufbauend wurde ein instationäres Modell entwickelt, das ebenfalls experimentell validiert wurde, mit dem Ziel, Erkenntnisse bezüglich der zu erwartenden Kollektorkapazität des hocheffizienten Flachkollektors zu gewinnen.

Anhand von experimentellen Untersuchungen in speziellen variablen Versuchskollektoren wurden die optimalen Abstände in der Verglasung als Funktion des Füllgases bestimmt und die Wärmegewinn- und -verlustmechanismen analysiert. Die sich ergebenden optimalen Scheibenabstände für Luft von ca. 10 mm und für Argon von ca. 8 mm bestätigen das für Kollektoren üblicherweise verwendete theoretische Modell (Hollands 1976). Anhand einer Bilanzierung der Wärmeströme im Kollektor wurden die konvektiven Wärme-

[29] Die Low-e Beschichtung wird in der Verglasung auf Position 3 angeordnet. Wenn zusätzlich auf Position 4 eine Antireflexbeschichtung eingesetzt wird, erhöht sich die solare Transmission auf etwa 87,5%.

übergangskoeffizienten in den beiden Zwischenräumen experimentell ermittelt und mit den theoretisch zu erwartenden Ergebnissen verglichen. Es zeigte sich, dass das Modell nach Hollands vor allem den konvektiven Wärmetransport im Spalt zwischen Absorber und Verglasung um bis zu 32 % unterbewertet. Auch für den Scheibenzwischenraum wurde ein höherer Wärmeübergangskoeffizient als theoretisch erwartet ermittelt, der mit der Temperaturdifferenz zwischen den Glasscheiben ansteigt und den theoretischen Wert um bis zu 15 % übersteigt.

Die experimentelle Bestimmung des Einstrahlwinkelkorrekturfaktors mit Hilfe einer nachgeführten Außenmessung an einem Versuchskollektor in Anlehnung an die europäische Norm EN 12975-2 ergab einen einstrahlwinkelabhängigen Verlauf, der vergleichbar mit Werten guter einfachverglaster Flachkollektoren ohne Antireflexschichten ist ($b_0 = 0{,}13$).

Der zu erwartende Wirkungsgrad des untersuchten hocheffizienten Flachkollektors bei Verwendung des entwickelten Low-e Schichtsystems wurde mit dem validierten stationären Kollektormodell ermittelt. Dabei werden die gewonnenen Erkenntnisse zum konvektiven Wärmetransport im Kollektor berücksichtigt: Es wird ein Konversionsfaktor η_0 von 0,78 erreicht, die Verlustkoeffizienten a_1 und a_2 betragen 2,02 W/(m²K) und 0,0088 W/(m²K²). Experimentelle Untersuchungen sowie Simulationen mit dem entwickelten instationären Kollektormodell haben gezeigt, dass die zu erwartende Kollektorkapazität eines Flachkollektors durch das Einbringen einer Wärmeschutzverglasung nicht deutlich beeinflusst wird. Anhand von Strahlungssprüngen wurde ermittelt, dass sich die Kollektorkapazität gegenüber einer Einfachverglasung um weniger als 10 % erhöht.

Eine weitere Zielsetzung war die Realisierung von gebrauchstauglichen selektiven Zweifachverglasungen, die den im Kollektor auftretenden Belastungen standhalten. Wesentlich ist hier die Beständigkeit der im Randverbund eingesetzten Dichtmaterialien. Dazu wurden die zu erwartenden Temperaturbelastungen und die resultierenden thermomechanischen Beanspruchungen ermittelt. Zur Beschreibung der auftretenden Belastungen und Verformungen von hermetisch abgedichteten Isolierverglasungen infolge eines Temperaturanstiegs des Füllgases wurde ein Modell aus der Literatur angepasst und experimentell validiert. Parameterstudien mit unterschiedlichen Scheibenabständen und Scheibendicken lieferten wichtige Erkenntnisse für die Konstruktion von Isolierverglasungen.

Die Temperaturbeständigkeit von Prototypverglasungen mit einer Primärabdichtung aus Polyisobutylen im Format von 1,8 m x 1,1 m wurde bis zu einer Temperatur von 150 °C im Prüfstand untersucht. Diese Temperatur geht deutlich über die im Kollektor erwartete maximale Temperatur im Randverbund (135 °C) hinaus. Anhand von Analysemessungen vor dem Aufbringen der Belastung und nach der Belastung konnte die Temperaturbeständigkeit der Verglasungen bestätigt werden.

Die Untersuchung der UV-Beständigkeit der Dichtmaterialien im Labor anhand von kleinen Verglasungsprüflingen (190 mm x 350 mm) zeigte geringe Alterungseffekte in Form von Dichtstoffablösungen vom Glas. Es konnte nicht abschließend geklärt werden, inwieweit der durch das kleine Format bedingte hohe Gasdruck in der Verglasung diese Schädi-

gung beeinflusst hat. Zukünftig sind deshalb weitere Untersuchungen an Prüflingen in größerem Format vorzusehen.

Durch eine Bewitterung von zwei Verglasungsprüflingen im Freien in undurchströmten Kollektoren über einen Zeitraum von 13 Monaten wurde die Beständigkeit bei real auftretenden, überlagerten Alterungsfaktoren untersucht. Es wurden keine die Funktion beeinträchtigenden Degradationen festgestellt.

Die Wirtschaftlichkeit des neuen hocheffizienten Kollektors (HFK) wurde anhand von Bruttowärmeertragssimulationen und Systemsimulationen in einem solaren Heizungssystem bewertet. Gegenüber den etablierten Kollektorbauarten einfachverglaste Flachkollektoren und Vakuumröhrenkollektoren konnte anhand der Ertragssimulationen ein wirtschaftlicher Betriebsbereich für den HFK zwischen 70 °C und 110 °C ermittelt werden. Eine vergleichende Simulation für die Deckung des Wärmebedarfs in einem Einfamilienhaus (in Anlehnung an *IEA SHC Task 32*) ergibt einen wirtschaftlichen Vorteil für den HFK gegenüber einem einfachverglasten Flachkollektor bei einem Deckungsanteil oberhalb von 37 %. Der Flächenbedarf für den HFK kann dabei um etwa 30 % gegenüber dem einfachverglasten Flachkollektor reduziert werden.

Ein Vergleich der erzielbaren solaren Erträge des HFK gegenüber einem doppeltverglasten Flachkollektor ohne Low-e Beschichtung zeigte, dass die Low-e Beschichtung im betrachteten Temperaturbereich über 40 °C zu einer Ertragsteigerung führt. Bei einer Eintrittstemperatur von 60 °C wird ein um 7 % höherer Ertrag, bei 100 °C ein um 20 % höherer Ertrag ermittelt. Da identische Kosten für diese zwei Kollektoren erwartet werden, ist der Einsatz der Low-e Beschichtung auch unter wirtschaftlichen Gesichtspunkten sinnvoll. Diese Erkenntnisse wurden anhand von Simulationen im beschriebenen solaren Heizungssystem bestätigt.

Aufgrund der zunächst im Labormaßstab vorliegenden hochtransmittierenden Low-e Beschichtung konnten die zu erwartenden Wirkungsgradparameter im Rahmen der vorliegenden Arbeit nur theoretisch mit einem validierten Modell ermittelt werden. Es bedarf deshalb einer experimentellen Bestätigung dieser Ergebnisse. Das setzt die Übertragung der Low-e Beschichtung in den industriellen Maßstab voraus, die gegenwärtig Gegenstand weiterführender Forschungsarbeiten ist. Die vergleichenden Betrachtungen mit einem doppeltverglasten Kollektor ohne Low-e Beschichtung in der Verglasung basieren ebenfalls ausschließlich auf simulierten Kollektorkennwerten, die noch experimentell bestätigt werden müssen.

Im Hinblick auf eine praktische Umsetzung des untersuchten Kollektorkonzepts in Form eines industriellen Produkts ist die wesentliche Vorraussetzung der angesprochene Transfer der entwickelten AZO Low-e Beschichtung auf große Flächen, wie sie in der Kollektorindustrie üblich sind. Dies ist momentan Gegenstand weiterer Arbeiten am ISFH in Zusammenarbeit mit einem industriellen Glasbeschichter.

Ein weiteres wichtiges Thema für die Kollektorentwicklung stellt die Integration der Verglasung in Flachkollektoren dar. Ein Bestandteil der vorliegenden Arbeit war die Untersuchung der Langzeitbeständigkeit der Verglasung. Die deutlich höheren Stagnati-

onstemperaturen im hocheffizienten Flachkollektor führen aber auch an anderen Kollektorkomponenten zu deutlich höheren Belastungen. Zu nennen sind hier vor allem die Rückseitendämmung, der Absorber und im Gehäuse eingesetzte Kunststoffelemente (Absorberniederhalter, Gehäusedichtungen).

Auf der Grundlage der in dieser Arbeit entwickelten Verfahren zum Test und zur Bewertung der Gebrauchstauglichkeit von Kollektorverglasungen sollten standardisierte beschleunigte Testverfahren entwickelt werden. Besonders die Korrelation der beschleunigten Tests und natürlicher Bewitterung bedarf weiterer intensiver experimenteller Untersuchungen.

In Deutschland liegt etwa 21 % des industriellen Wärmebedarfs in einem Temperaturbereich bis 100 °C, weitere 6 % im Bereich zwischen 100 °C und 150 °C (Lauterbach 2011). Diese Temperaturbereiche decken sich zu großen Teilen mit dem ermittelten wirtschaftlichen Betriebsbereich des HFK zwischen 70 °C und 110 °C, und bieten somit ein großes Anwendungspotential für den untersuchten Kollektor. Ein weiteres Potential bieten Anlagen zur solaren Kühlung und Klimatisierung mit einstufigen, thermisch angetriebenen Kältemaschinen, die in der Regel bei Arbeitstemperaturen von 80 °C bis 120 °C betrieben werden (Henning 2005). Eine erste nähere Untersuchung dieser Anwendungsmöglichkeiten für den Kollektor anhand von Systemsimulationen ist ein Thema für weiterführende Arbeiten. Die Ergebnisse können dazu dienen, in einem zweiten Schritt Demonstrationsanlagen dimensionieren und umsetzen zu können, die durch umfangreiches Monitoring wissenschaftlich bewertet werden.

Literatur

Adunka 2002 — Adunka, F.: *Meßunsicherheiten – Theorie und Praxis*. 2. Auflage, Vulkan Verlag, Essen, 2002.

AMTS-G-173 2003 — American Society for Testing and Materials: *Standard Tables for Reference Solar Spectral Irradiances: Direct Normal and Hemispherical on 37° Tilted Surface*. AMTS-G-173, 2003.

Apfel 1975 — Apfel, J.A.: *Optical Coatings for Collection and Conservation of Solar Energy*. J. Vac. Sci. Technol., 12, pp. 1016-1022, 1975.

Arnold 1976 — Arnold J.N.; Catton, I.; Edwards, D.K.: *Experimental Investigation of Natural Convection in Inclined Rectangular Regions of Differing Aspect Ratios*. Transactions of the ASME Journal of Heat Tranfer, pp. 67-71, 1976.

ASHRAE 2005 — American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers: *ASHRAE Handbook – Fundamentals*. SI-Edition, Atlanta (USA), 2005.

Baehr 2006 — Baehr, H.D.; Stephan, K.: *Wärme und Stoffübertragung*, 4. Auflage, Springer Verlag, Berlin, 2006.

Baehr 2012 — Baehr, H.D.; Kabelac, S.: *Thermodynamik*, 15. Auflage, Springer Verlag, Berlin 2012.

Bartelsen 1993 — Bartelsen, B.; Janßen, S.; Rockendorf, G.: *Heat Transfer by Natural Convection in the Air Gap of Flat Plate Collectors*. Proceedings ISES Solar World Congress, pp. 267-273, Budapest (Ungarn), 1993.

Bartelsen 1999a — Bartelsen, B.; Kiermarsch, M.; Rockendorf, G.: *Wärmeverluste von Flachkollektoren in Abhängigkeit vom Kollektorneigungswinkel*, Tagungsband neuntes Symposium Thermische Solarenergie, Bad Staffelstein, Mai 1999.

Bartelsen 1999b — Bartelsen, B.; Kiermarsch, M.; Rockendorf, G.: *Inclination Dependency of Flat Plate Collector Heat Losses*, Proccedings ISES Solar World Congress, Jerusalem (Israel), July 1999.

Beikircher 2010 — Beikircher, T.: *Hocheffizienter Flachkollektor mit Foliendämmung und Überhitzungsschutz für Temperaturen von 70-100°C*, ZAE Bayern, Projektabschlussbericht BMU, Förderkennzeichen 0329280 A, Garching, 2010.

Benz 1999 — Benz, N.; Beikircher, T.: *High Efficiency Flat-Plate Solar Collector for Process Steam Production*, Solar Energy 65, pp. 111-118, 1999.

Blocon 2006 — *Blocon: Heat 2, Version 7.0.* www.buildingphysics.com, 2006.

Buchberg 1976 — Buchberg, H.; Catton, I.; Edwards, D.K.: Natural Convection in Enclosed Spaces – a Review of Application to Solar Energy, J. Heat Transfer 98, pp. 182-188.

Buderus 2012 — Buderus: *Produktbeschreibung Logasol SKS4.0*. www.buderus.de, (abgerufen am 7. August 2012).

Buttinger 2009 — Buttinger, F.: *Entwicklung eines konzentrierenden Vakuum-Flachkollektors zur Prozesswärmeerzeugung*. Dissertation, Technische Universität München, München, 2009.

Buttinger 2010 — Buttinger, F.; Beikircher, T.; Pröll, M.; Schölkopf, W.: *Development of a New Flat Stationary Evacuated CPC-Collector for Process Heat Applications.* Solar Energy 84, pp. 1166-1174, 2010.

Chao 1981 — Chao, P; Ozoe, H.; Churchill, S.W.: *The Effect of a Non-Uniform Surface Temperature on Laminar Natural Convection in a Rectangular Enclosure*, Chem. Eng. Commun. Vol. 9, pp 245-254, 1981.

Cooper 1981 — Cooper, I.P.: *The Effect of Inclination on the Heat Loss From Flat-Plate Solar Collectors*, Solar Energy 27, pp. 413-420, 1981.

de Winter 1990 — de Winter, F.: *Solar Collectors, Energy Storage and Materials*, MIT Press, Cambridge Massacusetts, 1990.

DIN 10211 2007 — *DIN EN ISO 10211:2007, Wärmebrücken im Hochbau – Wärmeströme und Oberflächentemperaturen – Detaillierte Berechnungen; Deutsche Fassung EN ISO 10211:2007.* Beuth Verlag, Berlin, 2007.

DIN 1055-5 2005 — *DIN 1055-5:2005, Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 5: Schnee- und Eislasten*. Beuth Verlag, Berlin, 2005.

DIN 12543-4 1998 — *DIN EN ISO 12543-4:1998, Glas im Bauwesen – Verbundglas und Verbundsicherheitsglas. Teil 4: Verfahren zur Prüfung der Beständigkeit*. Beuth Verlag, Berlin, 1999.

DIN 4757-3 1995 — *DIN 4757-3:1995, Solarthermische Anlagen – Teil 3: Sonnenkollektoren, Begriffe, Sicherheitstechnische Anforderungen, Prüfung der Stillstandstemperatur*. Beuth Verlag, Berlin, 1995.

DIN EN 1279-2 2002 — *DIN EN 1279-2:2002, Glas im Bauwesen - Mehrscheiben-Isolierglas – Teil 2: Langzeitprüfverfahren und Anforderungen bezüglich Feuchtigkeitsaufnahme*. Beuth Verlag, Berlin, 2002.

Duffie 2006 — Duffie, J. A.; Beckman, W. A.: *Solar Engineering of Thermal Processes*. Third Edition, Wiley & Sons, Hoboken (USA), 2006.

Ehrmann 2012a — Ehrmann, N.; Reineke-Koch, R.: *Selectively Coated High Efficiency Glazing for Solar-Thermal Flat-Plate Collectors*. Thin Solid Films 520, pp. 4212-4218, 2012.

Ehrmann 2012b — Ehrmann, N.: *Development of Selective Coating Systems for Solar-Thermal Flat-Plate Collectors*. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, Hannover, Mai 2012.

Eisenmann 2003 — Eisenmann, W.: *Untersuchungen zu Leistungsfähigkeit und Materialaufwand von Sonnenkollektoren mit serpentinen- und harfenartiger Rohrverlegung*. Dissertation, VDI Fortschritt-Berichte, Reihe 6, Nr. 490, Düsseldorf, 2003.

Eisenmann 2004 — Eisenmann, W.; Puijula, F.; Köln, H.; Baumann, A.: *Zur Bedeutung und Bestimmung der effektiven Wärmekapazität von Sonnenkollektoren*. Tagungsband 14. Symposium Thermische Solarenergie, Bad Staffelstein, 2004.

Eisenmann 2007 — Eisenmann, W.; Jack, S.; Lampe, C.; Giovannetti, F.; Brendel, R.: *High-Efficiency Flat-Plate Solar Collectors Based on Selective Glazing.* Proceedings ESTEC 2007, ESTIF, pp. 236-242, Freiburg, 2007.

Eisenmann 2011 — Eisenmann, W.; Kramp, G.; Heß, S.; Klemke, M.: *Entwicklung eines leistungsgesteigerten Flachkollektors mit Reflektoren für die Bereitstellung von Prozesswärme bis 150°C.* Projektabschlussbericht BMU, Förderkennzeichen 0329280C, Cölbe, 2011.

El Sherbiny 1982 — El Sherbiny, S.M.; Raithby, G.D.; Hollands K.G.T.: *Heat Transfer by Natural Convection across Vertical and Inclined Air Layers.* Journal of Heat Transfer 104, pp. 96-102, 1982.

Elmahdy 2009 — Elmahdy, H.: *Accelerated Aging of IG units: North American Test Methods.* IEA Solar Heating and Cooling Programme, Task 27 workshop papers, 2009. www.iea-shc.org/publications (abgerufen am 1. Mai 2012).

EN 12975-2 2006 — *EN 12975-2:2006, Thermische Solaranlagen und Ihre Bauteile – Kollektoren – Teil 2: Prüfverfahren*. Beuth Verlag, Berlin, 2006.

EN 673 2003 — *EN 673:2003, Glas im Bauwesen – Bestimmung des Wärmedurchgangskoeffizienten (U-Wert)*. Beuth Verlag, Berlin, 2003.

ESTIF 2012 — European Solar Thermal Industry Federation: *The Solar Keymark Database – Collectors*. www.estif.org (abgerufen 01.05.2012).

Fan 1976 — Fan, J.; Bachner, F.: *Transparent Heat Mirrors for Solar-Energy Applications*, Applied Optics 15, pp. 1012-1017, 1976.

Föste 2011 — Föste, S.; Ehrmann, N.; Giovannetti, F.; Rockendorf; G.; Reineke-Koch, R.: *Solarthermie2000plus: Grundlagen für selektiv beschichtete Hochleistungsverglasungen für Flachkollektoren*. Projektabschlussbericht BMU, Förderkennzeichen 0329280 D, Emmerthal, 2011.

Föste 2012 — Föste. S.; Giovannetti, F.; Seyfarth, D.; Jennrich, C.; Rockendorf, G.: *Wärmedämmung für hocheffiziente Flachkollektoren.* Tagungsband 22. Symposium Thermische Solarenergie, Bad Staffelstein, 2012.

Frank 2007 — Frank, E.: *Modellierung und Auslegungsoptimierung unabgedeckter Solarkollektoren für die Vorwärmung offener Fernwärmenetze,* Dissertation, Kassel University Press, Kassel, 2007.

Geburtig 2009 — Geburtig, A.: *Bewitterung von Kunststoffen - Entwicklung von beschleunigten Alterungsverfahren für solarthermische Kollektoren und deren Komponenten*. Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung VI.3, 2009. Workshop “SpeedColl”, Köln, 13.05.2009.

Giovannetti 2007 — Giovannetti, F.: *Niedrigemittierende Gläser mit hoher solarer Transmission*. Institut für Solarenergieforschung Hameln, interner Bericht, 2007.

Giovannetti 2011a — Giovannetti, F.; Kirchner, M.; Rockendorf, G.; Kehl, O.: *Cellulose Triacetate Honeycomb Compounds for Improved Flat-Plate Collectors: Performance and Reliability*. Proceedings ISES Solar World Congress 2011, Kassel, 2011.

Giovannetti 2011b — Giovannetti, F.; Kirchner, M.; Rockendorf, G.: *Entwicklung eines Sonnenkollektors mit transparenter Wärmedämmung zur Steigerung des Wirkungsgrads bei hohen Betriebstemperaturen*. Projektabschlussbericht DBU, Förderkennzeichen 27375, Emmerthal, 2011.

Giovannetti 2011c — Giovannetti, F.: *Entwicklung und Bewertung von hochwärmedämmenden Verglasungen mit mikrostrukturierter saisonaler Sonnenschutzfolie*, Dissertation, Leibniz Universität Hannover, Hannover, 2001

Gläser 1999 — Gläser, H.J.: *Dünnfilmtechnologie auf Flachglas*, Karl Hofmann Verlag, Schorndorf. 1999.

Gombert 1997 — Gombert, A.; Rommel, M.: *Breitbandige Antireflexbeschichtungen*. Forschungsverbund Sonnenenergie, Themen 97/98 – Solare Gebäudetechniken, S. 81-86, 1997. www.fvee.de (abgerufen am 1. Mai 2012).

Gombert 1998 Gombert, A.; Glaubitt, W.; Rose, K.; Dreibholz, J.; Zanke, C.; Bläsi, B.; Heinzel, A.; Horbelt, W.; Sporn, D.; Döll, W.; Wittwer, V.; Luther, J.: *Glazing with Very High Solar Transmittance*. Solar Energy 62, pp. 177-188, 1998.

Gombert 2000 Gombert, A.; Glaubitt, W.; Rose, K.; Dreibholz, J.; Bläsi, B.; Heinzel, A.; Sporn, D.; Döll, W.; Wittwer, V.: *Antireflective Transparent Covers for Solar Devices*. Solar Energy 68, pp. 357-360, 2000.

Goodman 1975 Goodman, R.D.; Menke, A.G.*: Effect of Cover Plate Treatment on Efficiency of Solar Collectors*. Solar Energy 17, pp. 207-211, 1975.

Heimrath 2007 Heimrath, R.; Haller, M.: *Project Report A2 of Subtask A: The Reference Heating System, the Template Solar System.* Task 32, Solar Heating and Cooling Programme. International Energy Agency, 2007.

Hellström 2005 Hellström, B.: *Calculation and Measurement Methods for the Performance of Solar Collectors - Models of Flat Plate Collectors, Transparent Insulation and Efficiency Factors,* Doctoral Dissertation. Lund University, Lund 2005

Henning 2005 Henning, H.M.: *Solare Klimatisierung – Stand der Entwicklung*. Erneuerbare Energie EE, Nr. 2, pp.12-15, 2005.

Heß 2008 Heß, S.; Di Lauro, P.; Rose, S.; Rommel, M.: *Comparison of Medium Temperature Collectors for the Generation of Process Heat*. Proceedings Eurosun, Lissabon, 2008.

Heß 2009 Heß, S.; Di Lauro, P.; Raucher, C., Rommel, M.: *RefleC – Ein verbesserter Flachkollektor mit externen Reflektoren zur Erzeugung von Prozesswärme bis 150 °C.* Tagungsband 19. Symposium Thermische Solarenergie, Bad Staffelstein, S. 116-120, 2009.

Heß 2010 Heß, S.; Oliva, A.; Di Lauro, P.; Klemke, M.; Hermann, M.; Stryi-Hipp, G.; Kallwellis, V.; Kramp, G.; Eisenmann, W.; Hanby, V.: *Flachkollektor mit externen Reflektoren (RefleC): Entwicklungserfahrungen*. Tagungsband 20. Symposium Thermische Solarenergie, Bad Staffelstein, S. 150-156, 2010.

Hofmann 2002 Hofmann, T.; Kursawe, M.; Glaubitt, W.; Gombert, A.: *Hochtransmittive Floatgläser für den gesamten solaren Bereich durch strukturierte anorganische Antireflexschichten (HiT-Float)*. Projektabschlussbericht BMU, Förderkennzeichen 0329800 A und B, Fürth, 2002.

Hollands 1976 — Hollands, K.G.T.; Unny, T.E.; Raithby, G.D.; Konicek, L.: *Free Convection Heat Transfer Across Inclined Air Layers*. Journal of Heat Transfer, 98, pp. 189-193, 1976.

Inaba 1984 — Inaba, H.: *Experimental Study of Natural Convection in an Inclined Air Layer*. Int. J. Heat Mass Transfer 27 (8), pp. 1127-1139, 1984.

ISO 15099 2003 — *ISO 15099:2003, Thermal Performance of Windows, Doors and Shading Devices – Detailed Calculations*. Beuth Verlag, Berlin, 2003.

ISO 9050 2003 — *ISO 9050:2003, Glass in Building – Determination of Light Transmittance , Solar Direct Transmittance, Total Solar Energy Transmittance, Ultraviolet Transmittance and Related Glazing Factors*. Beuth Verlag, Berlin, 2003.

Jack 2006 — Jack, S.: *Experimentelle Untersuchungen zur Entwicklung von Flachkollektoren für höhere Temperaturbereiche.* Bachelorarbeit, Fachhochschule für Technik und Wirtschaft Berlin (FHTW), Berlin, September 2006.

Janßen 2003 — Janßen S.: *Bewertung hybrid transparenter Wärmedämmung bei Massivwandsystemen*. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, Hamburg, 2003.

Khartchenko 1995 — Khartchenko N.V.: *Thermische Solaranlagen – Grundlagen, Planung und Auslegung*, Springer Verlag, Berlin, 1995.

Kirchner 2008 — Kirchner, M.; Rockendorf, G.: *Solarthermie2000plus: Anlagen zur Entwicklung von Hocheffizienz-Kollektoren (Kurzbezeichnung HFK-Invest)*. Projektabschlussbericht BMU, FKZ 0329280 B, Emmerthal, 2008.

Koo 1999 — Koo, J.M.: *Development of a Flat Plate Solar Collector Design Program*. Master's Thesis, University of Wisconsin-Madison, 1999.

Kumar 2010 — Kumar, S.; Mullick, S.C.: *Wind Heat Transfer Coefficient in Solar Collectors in Outdoor Conditions.* Solar Energy 84, pp. 956-963, 2010.

Lauterbach 2011 — Lauterbach, C.; Schmitt, B.; Vajen, K.: *Das Potential solarer Prozesswärme in Deutschland, Teil 1 des Abschlussberichtes zum BMU-Forschungsvorhaben „SOPREN – Solare Prozesswärme und Energieeffizienz"*. FKZ 0329601 T, Kassel, 2011.

LBNL 2010 — Lawrence Berkeley National Laboratory, *International Glazing Database (2010)*, http://windows.lbl.gov/materials/IGDB/ (aufgerufen am 1. Mai 2012).

Mann 1992 — Mann, D.; Field, R.E.; Viskanta, R.: *Determination of Specific Heat and True Thermal Conductivity of Glass from Dynamic Temperature Data*, Wärme- und Stoffübertragung 27, pp. 225-231, Springer Verlag 1992

Matuska 2008 — Matuska, T.; Metzger, J.; Zmrhal, V.: *Design Tool KOLEKTOR 2.2 for Virtual Prototyping of Solar Flat-Plate Collectors*. Proceedings Eurosun, Lissabon, 2008.

Matuska 2009 — Matuska, T.; Zmrhal, V.: *A Mathematical Model and Design Tool "Kolektor 2.2" – Reference Handbook*. 3rd draft, 2009.

Mc Adams 1954 — Mc Adams, W.H.: *Heat Transmission*. Third Edition, MC Graw-Hill, New York, pp. 249, 1954.

Meteotest 2003 — Meteotest: *Meteonorm Handbook, Parts I, II and III.* Bern, www.meteotest.ch, 2003.

Meyer 1979 — Meyer, B.A.; Mitchell, J.W.; El-Wakil, M.M.: *Natural Convection Heat Transfer in Moderate Aspect Ratio Enclosures*, ASME J. Heat Transfer 101, pp. 655-659, 1979.

Ozoe 1983 — Ozoe, H.; Fujii, K.; Lior, N.; Churchill, S.W.: *Long Rolls Generated by Natural Convection in an Inclined, Rectangular Enclosure*, Int. J. Heat Mass Transfer 26, pp.1427-1438, 1983.

Patent 1976 — Deutsches Patent- und Markenamt, Offenlegungsschrift 26 00 882, Bezeichnung: *Flacher Sonnenkollektor*. 1976.

Peuser 2008 — Peuser, F.A.; Croy, R.; Mies, M.; Rehrmann, U.; Wirth H.P.: *Abschlussbericht zum Projekt 032 9601 L, Solarthermie2000, Teilprogramm 2, und Solarthermie2000plus wissenschaftlich-technische Programmbegleitung und Messprogramm Teil I*. Projektabschlussberich BMU, FKZ 0329601 L, Hilden, März 2008.

Platzer 1988 — Platzer, W.; *Solare Transmission und Wärmetransportmechanismen bei transparenten Wärmedämmmaterialien*. Dissertation Universität Freiburg, Freiburg, 1988.

Randall 1979 — Randall, K.R.; Mitchell, J.W.; El-Wakil, M.M.: *Natural Convection Heat Transfer Characteristics of Flat Plate Enclosures*, ASME J. Heat Transfer 101, pp. 120-125, 1979.

Raube 1991 — Raube, J.: *Bewertung von Sonnenkollektoren mit Sunstrip-Absorber mit Hilfe des Sonnensimulators SUSI I,* Studienarbeit Institut für Kältetechnik und angewandte Wärmetechnik, Universität Hannover, 1991.

Rockendorf 1990 — Rockendorf G.: *Untersuchungen von Sonnenkollektoren unter künstlicher Solarstrahlung.* Sonnenenergie & Wärmepumpe, Jg. 15, Nr 2 , 1990.

Rockendorf 1992 Rockendorf, G.: *Thermische Kollektortests – Kollektorleistungsmessungen unter solarer Bestrahlung*. Sonnenenergie 3/1992, S. 24-29, 1992.

Rockendorf 1995 Rockendorf, G.; Bartelsen, B.; Witt, A.: *Methods to Determine the Internal Heat Transfer Coefficient Between Absorber and Fluid of Solar Collectors.* Proceedings ISES Solar World Congress, Harare (Simbabwe), 1995.

Rockendorf 1996 Rockendorf, G.; Falk, G.; Wetzel, W.: *Bedeutung und Bestimmung des Kollektorwirkungsgradfaktors bei Sonnenkollektoren.* Tagungsband sechstes Symposium Thermische Solarenergie, Regensburg, 1996.

Rommel 1992 Rommel, M.; Wagner, A.: *Application of Transparent Insulation Materials in Improved Flat-Plate Collectors and Integrated Collector Storages*. Solar Energy 49, pp. 371-380, 1992.

Rommel 2003 Rommel, M.; Schäfer, A.; Schmidt, V.; Schmitt, Y.*: Entwicklung neuer doppeltverglaster Flachkollektoren mit Antireflex-Glas*. Tagungsband 13. Symposium Thermische Solarenergie, Bad Staffelstein, 2003.

Roos 2000 Roos, A.; Polato, P.A.; van Nijnatten, P.; Hutchins, M.G.; Olive, F.: *Angular-dependent Optical Properties of Low-e and Solar Control Windows – Simulations versus measurements*. Solar Energy 69, pp. 15-26, 2000.

Rubin 1982 Rubin, M.: *Calculating heat transfer through windows*. Energy Research 6, pp. 341-349, 1982.

Sartori 2006 Sartori, E.: *Convection Coefficient Equations for Forced Air Flow over Flat Surfaces*. Solar Energy 80, pp. 1063-1071, 2006.

Semar 2009 Semar, E., Produktmanager Kömmerling Chemische Fabrik, persönliche Mitteilung, 29.09.2009.

Siegel 1988 Siegel, R.; Howell, J.R.; Lohrengel, J.: *Wärmeübertragung durch Strahlung*. Band 1, Springer-Verlag, Berlin, 1993.

Svendsen 1989 Svendsen, S.: *Solar Collector Based on Monolithic Silica Aerogel.* Proceedings ISES Solar World Congress, Kobe (Japan), 1989.

Symons 1984 Symons J.G.*: Calculation of the Transmittance–Absorptance Product for Flat-Plate Collectors with Convection Suppression Devices*. Solar Energy 33, pp. 637-640, 1984.

Szyska 2008a Szyska, B.; Ulrich, S.: *Transparent leitfähige Oxide – Materialübersicht*. Tagungsband OTTI – Transparent Leitfähige Schichten (TCO), Neu-Ulm, 2008.

Szyska 2008a — Szyska, B.; Ulrich, S.; Sittinger, V.; Pflug, A.; Ruske, F.; Dewald, W.: *Transparent leitfähige Oxide – Anwendungen*. Tagungsband OTTI – Transparent Leitfähige Schichten (TCO), Neu Ulm, 2008.

Tesfamicheal 2000 — Tesfamicheal, T.; Wäckelgård, E: *Angular Solar Absorptance and Incident Angle Modifier of Selective Absorbers for Solar Thermal Collectors*. Solar Energy 68, pp. 335-341, 2000.

Theiss 2008 — W. Theiss Hard- and Software, *SCOUT Version 2.92*. 2008.

Theiss 2010 — W. Theiss Hard- and Software, *SPRAY Version 2.36*. 2010.

TRNSYS 2008 — Transsolar Energietechnik GmbH: *TRNSYS Version 16.1*. 2008.

Uecker 2001 — Uecker, M.: *Zur Vermessung, Simulation und Langzeitüberwachung großer solarintegrierter Wärmeversorgungsanlagen*. Dissertation, VDI Fortschrittberichte, Reihe 6, Nr. 453, Düsseldorf, 2001.

van Orshoven 1996 — van Orshoven, D.; Folkerts, L.; Pavic, D.; Mack, M.: *Stagnation-proof Collector Prototypes with Plastic TIM.* Proceedings Eurosun, Freiburg, 1996.

Varol 2008 — Varol, Y.; Oztop, F.: *A Comparative Numerical Study on Natural Convection in Inclined Wavy and Flat-Plate Solar Collectors*, Building and Environment 43, Issue 9, pp. 1535-1544, September 2008

VDI 2006 — *VDI Wärmeatlas*. zehnte, bearbeitete und erweiterte Auflage, Springer Verlag Berlin-Heidelberg, 2006.

Vejen 2004 — Vejen, N.K.; Furbo, S.; Shah L.J.: *Development of 12.5 m² Solar Collector Panel for Solar Heating Plants*. Solar Energy Materials and Solar Cells 84, pp. 205-223, 2004.

Vestlund 2009 — Vestlund, J.; Rönnelind, M.; Dalenbeck, J.O.: *Thermal performance of gas-filled flat plate collectors*. Solar Energy 83, pp 896-904, 2009.

Vestlund 2012a — Vestlund, J.; Dalenbäck, J.-O.; Rönneling, M.: *Thermal and Mechanical Performance of Sealed, Gas Filled, Flat Plate Solar Collectors*. Solar Energy 86, pp. 13-25, 2012.

Vestlund 2012b — Vestlund, J.; Dalenbäck, J.-O.; Rönneling, M.: *Movement and Mechanical Stresses in Sealed Flat Plate Solar Collectors*. Solar Energy 86, pp. 339-359, 2012.

Voss 1991 — Voss K.; Braun P.O.; Schmid, J.: *Transparente Wärmedämmung – Materialien, Systemtechnik und Anwendung.* Bauphysik 13, S. 217-224, 1991.

Weiss 2008 Weiss, W.; Rommel, M.: *Process Heat Collectors – State of the Art within Task 33/IV*. Report for IEA SHC Task 33 and IEA SolarPACES Task IV, AEE INTEQ, Austria, 2008.

Wörner 2001 Wörner, J.D.; Schneider, J.; Fink, A.: *Glasbau – Grundlagen, Berechnung, Konstruktion*. Springer Berlin-Heidelberg, 2001.

Wright 1996 Wright, J. L.: *A Correlation to Quantify Convective Heat Transfer between Vertikal Window Glazings*. ASHRAE Transactions 106, Pt.2., 1996.

Yoshida 1978 Yoshida, S.: *Efficiency of Drude Mirror-Type Selective Transparent Filters for Solar Thermal Conversion*. Applied Optics 17, pp. 145-150, 1978.

Zhang 1999a Zhang, Q.-C.: *High Performance Al-N Cermet Solar Coatings Deposited by a Cylindrical Direct Current Magnetron Sputter Coater*. J. Vac. Sci. Technol. A 17, pp. 2885-2893, 1999.

Zhang 1999b Zhang, Q.-C.: *High efficiency Al-N cermet solar coatings with double cermet layer film structures*. J. Phys. D: Appl. Phys 32 , pp. 1938-1946, 1999.

Anhang

A.1 Unsicherheitsbetrachtung der Wärmeübergangskoeffizienten

Die in Abschnitt 6.3.2 vorgestellten Wärmeübergangskoeffizienten im Zwischenraum Absorber-Verglasung $h_{k,Abs\text{-}G1}$ und im Scheibenzwischenraum $h_{k,G1\text{-}G2}$ werden mit einer Standardabweichung in Form von Fehlerbalken angegeben. Die zugrunde liegenden Randbedingungen und die Ermittlung der Standardabweichung werden im Folgenden kurz erläutert.

Die Unsicherheit der wird nach dem Gaußschen Fortpflanzungsgesetz für zufällige Messabweichungen berechnet. Allgemein wird die Standardabweichung des Mittelwerts s_y einer Größe y, die aus mehreren aufeinander aufbauenden Größen x_i (jeweils mit der Standardabweichung des Mittelwerts s_i behaftet) zusammengesetzt ist, nach folgender Gleichung ermittelt (Adunka 2002):

$$s_y^2 = \sum_{i=1}^{N} \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \right)^2 s_i^2 = \left(\frac{\partial f}{\partial x_1} \right)^2 s_1^2 + \left(\frac{\partial f}{\partial x_2} \right)^2 s_2^2 + \left(\frac{\partial f}{\partial x_3} \right)^2 s_3^2 + \ldots \qquad \text{(Gl. A.1)}$$

Ausgehend von den mit Unsicherheiten behafteten Messgrößen, wird die Unsicherheit der gemessenen Wärmeübergangskoeffizienten (vgl. (Gl. 6.2) und (Gl. 6.3)) durch Anwendung von (Gl. A.1) ermittelt. Analog dazu werden die Unsicherheiten der nach dem Modell berechneten Wärmeübergangskoeffizienten (vgl. (Gl. 5.33) bis (Gl. 5.36)) ermittelt.

In Tabelle A.1 sind die in der Betrachtung berücksichtigten Unsicherheiten der eingehenden Größen aufgelistet. Der Faktor $1/\sqrt{3}$ ergibt sich bei der Berechnung der Standardabweichung, wenn eine Variable im Unsicherheitsintervall mit einer Rechteckverteilung angegeben wird.

Tabelle A.1: *berücksichtigte Unsicherheiten der in die Messung und Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten $h_{k,Abs\text{-}G1}$ und $h_{k,G1\text{-}G2}$ eingehenden Messgrößen*

Unsicherheiten für Messung und Modell

Messgröße	Sensor	Standard-abweichung s	Bemerkung	Berücksichtigt in
Fluidmassenstrom m	Coriolis-Messgerät	0,06 %	Interne Kalibrierung	Messung
Fluidtemperatur-differenz ΔT_f	Tauchfühler-paar Pt-100	0,037 K	Interne Kalibrierung	Messung
Umgebungstem-peratur T_U	Strahlungs-geschirmter, ventilierter Pt-100	0,121 K	Interne Kalibrierung	Messung
Absorbertemperatur T_{Abs}	Pt-100 Klasse A	$(0{,}15+0{,}002 \cdot t)/\sqrt{3}$	Herstellerangabe	Messung und Modell
Temperatur Glasscheiben T_{G1}, T_{G2}	Pt-100 Klasse A	$(0{,}15+0{,}002 \cdot t)/\sqrt{3}$	Herstellerangabe	Messung und Modell
Aperturfläche A_{Ap}	Meterstab	0,01 m²	Schätzwert	Messung
Verlustwärmestrom über Kollektorge-häuse $\dot{Q}_G$	Kalibriermes-sung und FEM-Simulation	10 %	Schätzwert	Messung
Verlustwärmestrom über Rand der Verglasung $\dot{Q}_R$	FEM-Simulation	10 %	Schätzwert	Messung
Abstand Absorber-Verglasung d_{AG}		2 mm	Schätzwert	Modell
Scheibenabstand d_{SZR}		0,5 mm	Schätzwert	Modell
Emissionsgrade Absorber und Glasscheiben ε_{Abs}; $\varepsilon_{G1,o}$; $\varepsilon_{G1,u}$; ε_{G2}	FTIR-Spektrometer Equinox 55 (von Bruker)	0,02	Schätzwert	Messung

A.2 Wärmeleitfähigkeitsmessungen an Dämmstoffen

Die Wärmeleitfähigkeit der für die experimentellen Untersuchungen an Versuchskollektoren verwendeten Dämmstoffe wurde mit Hilfe einer Messapparatur des Herstellers *Taurus*, Typ *TLP 900 GS* nach dem Zwei-Platten-Verfahren ermittelt. Die Messungen wurden in einem Temperaturbereich zwischen 10 °C und 90 °C durchgeführt. Die vom Hersteller angegebene Messunsicherheit beträgt 2 %.

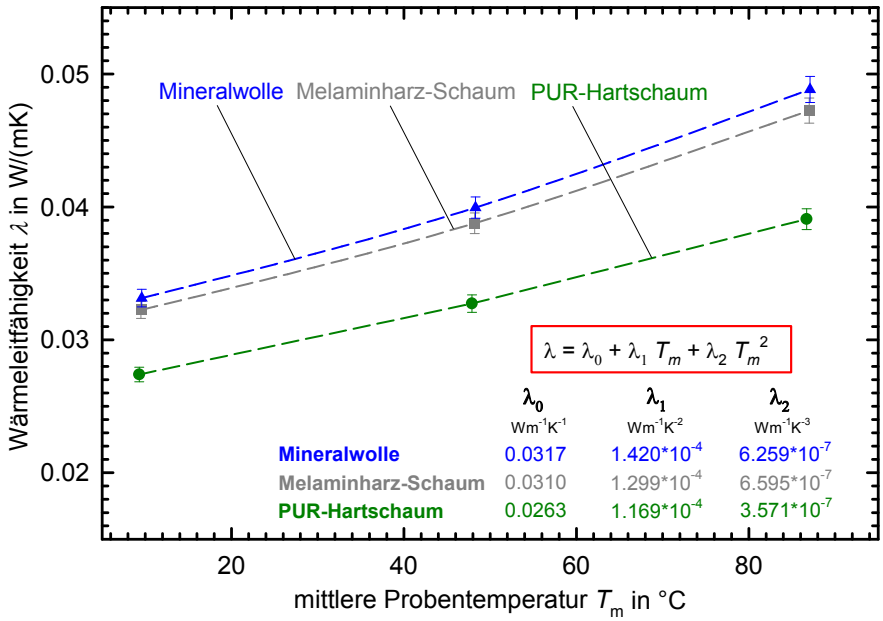


Abbildung A.1: gemessene Wärmeleitfähigkeit der in experimentellen Untersuchungen an Versuchskollektoren verwendeten Dämmstoffe.

A.3 Berechnung des hemisphärischen Emissionsgrads nach EN 673

Das hemisphärische Emissionsvermögen wird bestimmt, indem das normale Emissionsvermögen ε_n mit dem in untenstehender Tabelle angegebenen Quotienten multipliziert wird (EN 673 2003).

Tabelle A.2: Quotient zur Berechnung des hemisphärischen Emissionsgrades nach (EN 673 2003)

Normaler Emissionsgrad ε_n	**Quotient $\varepsilon/\varepsilon_n$**
0,03	1,22
0,05	1,18
0,1	1,14
0,2	1,10
0,3	1,06
0,4	1,03
0,5	1,00
0,6	0,98
0,7	0,96
0,8	0,95
0,89	0,94

A.4 Differentialgleichung Ein-Knoten-Modell

Die Wärmebilanz am Ein-Knoten-Modell, wie in Abbildung 6.28 dargestellt, führt zu folgender Differentialgleichung (vgl. (Gl. 6.11)):

$$\frac{\mathrm{d}T_F}{\mathrm{d}t} c_{eff} = E_g (\tau\alpha)_{eff} A - (\dot{H}_{aus} - \dot{H}_{ein}) - \dot{Q}_V \qquad \text{(Gl. A.2)}$$

mit

$$(\dot{H}_{aus} - \dot{H}_{ein}) = m_F c_F (T_{F,aus} - T_{F,ein}) \qquad \text{(Gl. A.3)}$$

$$\dot{Q}_V = a_1 A \left(\frac{T_{F,aus} + T_{F,ein}}{2} - T_U \right) \qquad \text{(Gl. A.4)}$$

folgt:

$$\frac{\mathrm{d}T_F}{\mathrm{d}t} = -T_F \cdot \frac{\dot{m}_F c_p + \frac{1}{2} a_1 A}{c_{eff}} + \frac{E_g (\tau\alpha)_{eff} A + \dot{m}_F c_F T_{F,ein} + a_1 A (T_U - \frac{T_{F,ein}}{2})}{c_{eff}} \qquad \text{(Gl. A.5)}$$

Die Einführung der Koeffizienten k_1 und k_2

$$k_1 = \frac{\dot{m}_F c_p + \frac{1}{2} a_1 A}{c_{eff}}$$
$$k_2 = \frac{E_g (\tau\alpha)_{eff} A + \dot{m}_F c_F T_{F,ein} + a_1 A (T_U - \frac{T_{F,ein}}{2})}{c_{eff}} \qquad \text{(Gl. A.6)}$$

führt zu folgender vereinfachter Darstellung:

$$\frac{\mathrm{d}T_F}{\mathrm{d}t} = -T_F \cdot k_1 + k_2 \qquad \text{(Gl. A.7)}$$

Die homogene Lösung ergibt sich zu:

$$\frac{\mathrm{d}T_F}{T_F} = -k_1 \cdot dt$$
$$T_F(t) = z \cdot \exp(-k_1 \cdot t) \qquad \text{(Gl. A.8)}$$

Für die spezielle Lösung mit der Randbedingung für Stationarität $\frac{\mathrm{d}T_F}{\mathrm{d}T} = 0$ ergibt sich:

$$0 = -k_1 T_F + k_2$$
$$T_F = \frac{k_2}{k_1} = T_{F,\infty} \qquad \text{(Gl. A.9)}$$

$T_{F,\infty}$ bezeichnet die Fluidtemperatur bei $t \to \infty$.

Damit setzt sich die allgemeine Lösung wie folgt zusammen:

$$T_F(t) = z \cdot \exp(-k_1 \cdot t) + T_{F,\infty} \qquad \text{(Gl. A.10)}$$

Die Bestimmung von z erfolgt durch die Betrachtung des Startzeitpunkts $t = 0$:

$$\begin{aligned} T_F(t=0) = T_{F,0} &= z + T_{F,\infty} \\ z &= T_{F,0} - T_{F,\infty} \end{aligned} \qquad \text{(Gl. A.11)}$$

Einsetzen von (Gl. A.11) in (Gl. A.10) ergibt somit die allgemeine Lösung

$$T_F(t) = (T_{F,0} - T_{F,\infty}) \exp(-k_1 \cdot t) + T_{F,\infty} \qquad \text{(Gl. A.12)}$$

k_1 stellt somit die inverse Zeitkonstante dar, die den Übergang von einem stationären Starzeitpunkt zu einem stationären Endzeitpunkt beschreibt:

$$\tau = \frac{1}{k_1} = \frac{c_{eff}}{\dot{m}_F c_F + \frac{1}{2} a_1 A} \qquad \text{(Gl. A.13)}$$

Bei üblichen Kollektoren, soweit Durchströmung vorliegt, ist $\dot{m}_F c_F$ der bestimmende Anteil für die Zeitkonstante, $a_1 A$ hat keinen deutlichen Einfluss. Für die effektive Kollektorkapazität c_{eff} ergibt sich somit:

$$c_{eff} = \tau(\dot{m}_F c_F + \frac{1}{2} a_1 A) \qquad \text{(Gl. A.14)}$$

A.5 Berechnung der Kollektorkapazität nach EN 12975-2

Die effektive Wärmekapazität eines Kollektors (Kollektorkapazität) c_{eff} wird flächenspezifisch, auf die Aperturfläche bezogen, in der Einheit kJ/(m²K) angegeben. Diese ist nach EN 12975-2 als das Produkt der Masse m_i (in kg), der spezifischen Wärmekapazität c_i (in kJ/(kgK)) und eines Wichtungsfaktors p_i aller Kollektorkomponenten (Glas, Absorber, enthaltene Flüssigkeit, Wärmedämmung) zu berechnen.

$$c_{eff} = \sum p_i m_i c_i \qquad \text{(Gl. A.15)}$$

Durch die Wichtungsfaktoren wird berücksichtigt, dass bestimmte Bauteile nur teilweise an der thermischen Trägheit des Kollektors beteiligt sind. Die Werte für p_i zeigt Tabelle A.3

Tabelle A.3: Wichtungsfaktoren zur Berechnung der Kollektorkapazität nach (EN 12975-2 2006)

Kollektorkomponente	**Wichtungsfaktor p_i**
Absorber	1,0
Wärmedämmung	0,5
Wärmeträger	1
äußere Abdeckung	0,01
innere Abdeckung	0,2

A.6 Spektrale Intensitätsverteilung Osram Ultra-Vitalux®

Die relative spektrale Intensitätsverteilung der für die künstliche UV-Belastung (vgl. Abschnitt 8.5) eingesetzten Hochdruckdampfentladungslampen vom Typ *Osram Ultra-Vitalux®* zeigt Abbildung A.2. Die Verteilung wurde am ISFH mit einem thermoelektrisch gekühlten CCD Spektrometer vom Typ *Compass™ X* vom Hersteller *B&W TEK* gemessen. Es wird deutlich, dass die gesamte Strahlungsintensität auf wenige schmale Emissionsbanden, bedingt durch die Gasentladung des Quecksilberdampfes, verteilt ist und die Strahlungsintensität in den dazwischen liegenden Bereichen vernachlässigbar klein ist. Auf die Emissionsbande bei 365 nm entfallen ca. 55 % der gesamten Strahlungsintensität im kurzwelligen Bereich. Aus den gemessenen Transmissionsspektren von eisenarmem Glas mit und ohne Antireflexbeschichtung wird deutlich, dass der Einfluss der Antireflexschicht auf die Transmission im kurzwelligen Bereich vor allem im Bereich des Intensitätsmaximums der Strahlungsquelle vernachlässigbar gering ist.

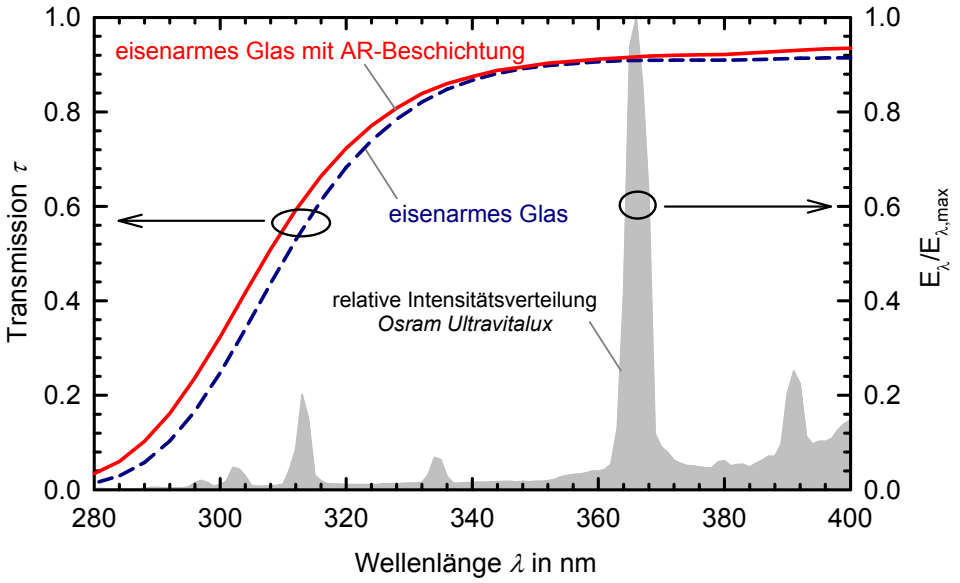


Abbildung A.2: gemessener spektraler Transmissionsgrad einer Glasscheibe mit geringem Eisenanteil (Solarglas) und einer identischen Glasscheibe mit zusätzlicher beidseitiger Antireflexbeschichtung; relative Intensitätsverteilung der Bestrahlungsstärke der zur UV-Alterung verwendeten Lampe Osram Ultravitalux®

A.7 Kollektorparameter für die Systemsimulationen

Tabelle A.4: Kollektorparameter der für die Systemsimulationen in Kapitel 9 verwendeten marktüblichen Kollektoren. Die Daten stammen aus Prüfberichten, die von den Herstellern zur Verfügung gestellt wurden.

		Vakuumröhrenkollektoren			Flachkollektoren einfachverglast		
		VRK 1	**VRK 2**	**VRK 3**	**FK 1**	**FK 2**	**FK 3**
Wirkungsgrad und Kapazität							
Konversionsfaktor η_0		0.463	0.642	0.740	0.831	0.851	0.792
Wärmeverlustkoeff. a_1	in W/(m²K)	1.08	0.89	1.37	3.520	3.859	4.04
Wärmeverlustkoeff. a_2	in W/(m²K²)	0.0059	0.0010	0.0055	0.0167	0.018	0.0182
Kollektorkapazität c_{eff}	in kJ/(m²K)	7.0	8.4	7.8	4.80	9.54	5.00
Einstrahlwinkelkorrekturfaktor (IAM)							
Koeffizient b_0		-	-	-	0.108	0.203	0.15
longitudinaler IAM, Koeff. $b_{0,long}$		0.036	0.15	0.144	-	-	-
IAM für Diffusstrahlung $K_{\theta d}$		1.100	0.85	0.89	0.88	0.83	0.86
transversaler IAM $K_{\theta,b,trans}$ (θ_{trans})							
$\theta_{trans} = 0°$		1	1	1	-	-	-
$\theta_{trans} = 10°$		1.25	-	1.01	-	-	-
$\theta_{trans} = 20°$		1.6	1.01	1.02	-	-	-
$\theta_{trans} = 30°$		1.55	-	1.03	-	-	-
$\theta_{trans} = 40°$		1.41	1.03	1.03	-	-	-
$\theta_{trans} = 50°$		1.73	0.99	0.98	-	-	-
$\theta_{trans} = 60°$		1.52	1.05	0.86	-	-	-
$\theta_{trans} = 90°$		0	0	0	-	-	-

Tabelle A.5: Kollektorparameter der für die Systemsimulationen in Kapitel 9 verwendeten doppeltverglasten Kollektoren. Die Daten für den Kollektor „DG“ sind der Datenbank des Solar Keymark Qualitätssiegels entnommen worden (ESTIF 2012). Die Wirkungsgradparameter für die Kollektoren „HFK“ und „DG_{opt}“ wurden mit dem stationären Kollektormodell ermittelt.

		hocheffizienter Flachkollektor	**doppeltverglaste Flachkollektoren ohne Low-e Verglasung**	
		HFK	**DG**	**DG_{opt}**
Wirkungsgrad und Kapazität				
Konversionsfaktor η_0		0.780	0.793	0.818
Wärmeverlustkoeff. a_1	in W/(m²K)	2.02	2.92	2.83
Wärmeverlustkoeff. a_2	in W/(m²K²)	0.0088	0.0131	0.0073
Kollektorkapazität c_{eff}	in kJ/(m²K)	9.5	11.3	11.3
Einstrahlwinkelkorrekturfaktor (IAM)				
Koeffizient b_0		0.13	0.17	0.14
IAM für Diffusstrahlung $K_{\theta d}$		0.88	0.85	0.88

A.8 Programmablaufpläne der thermischen Modelle

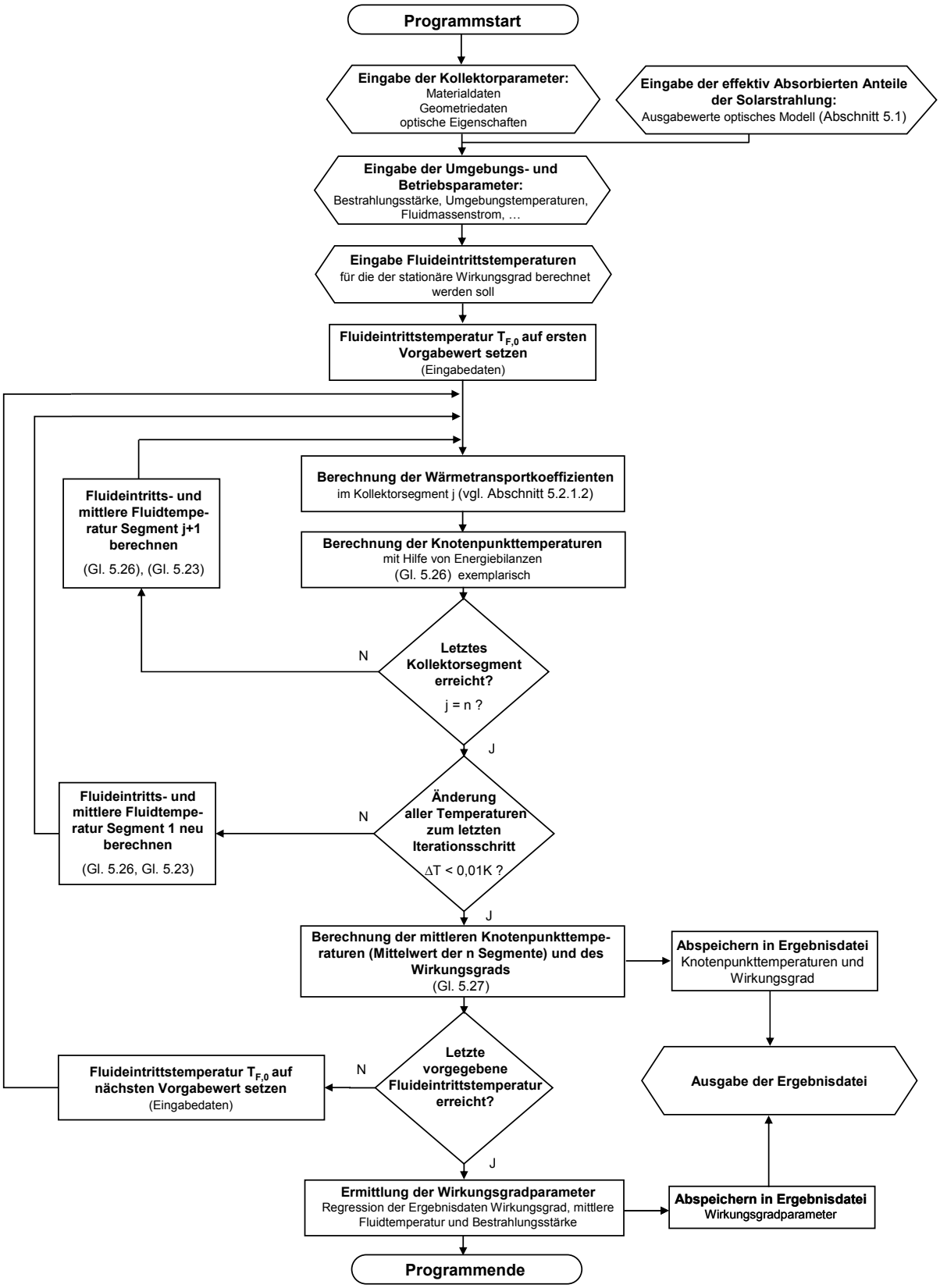


Abbildung A.3:Programmablaufplan des stationären thermischen Kollektormodells (vgl. Abschnitt 5.2.1).

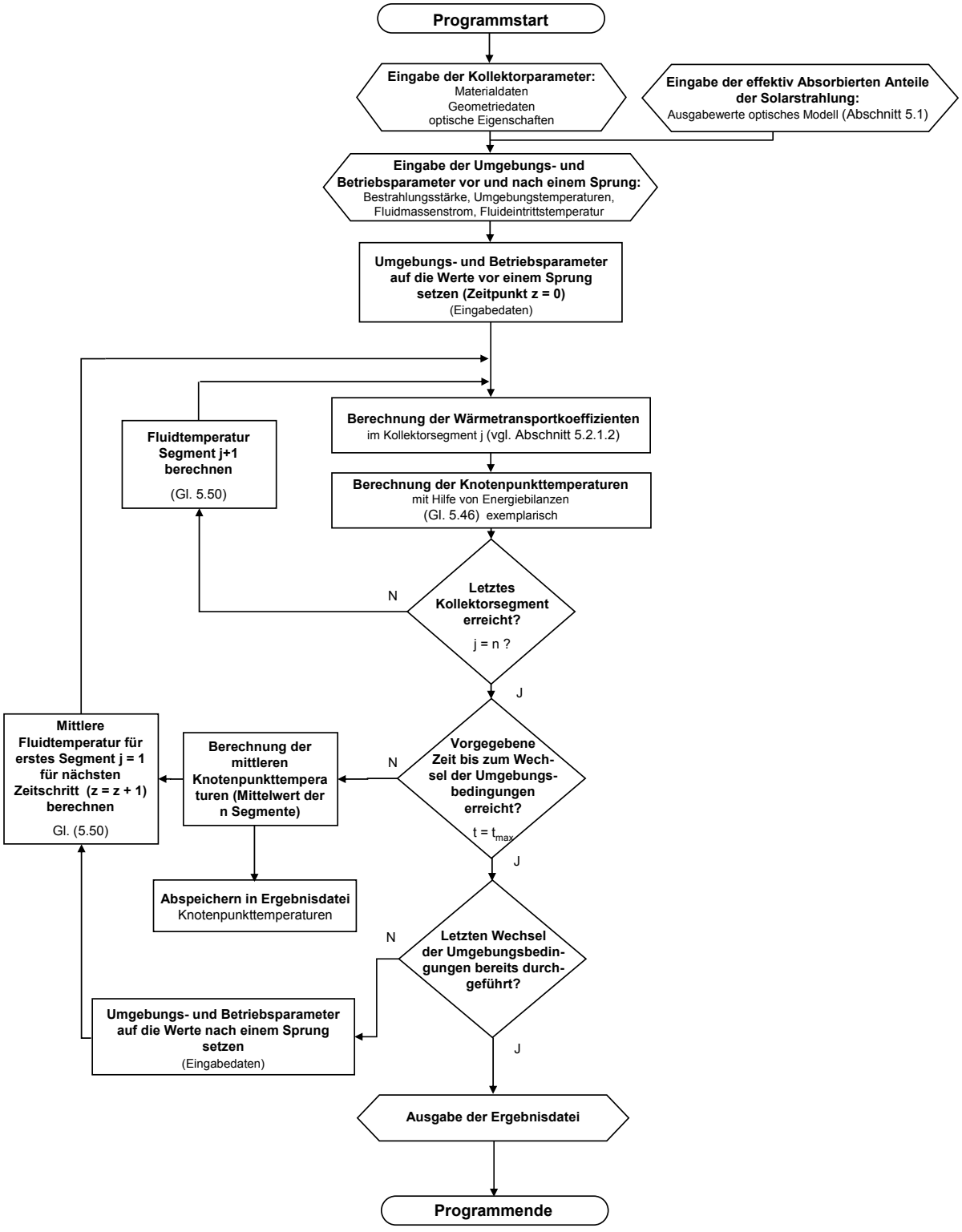


Abbildung A.4:Programmablaufplan des instationären thermischen Kollektormodells (vgl. Abschnitt 5.2.2).

A.9 Veröffentlichungen und Präsentationen

Teile der in der vorliegenden Arbeit vorgestellten Ergebnisse wurden in verschiedenen Fachzeitschriften veröffentlicht und auf verschiedenen nationalen und internationalen Konferenzen und Fachtagungen präsentiert:

- Föste, S.; Rockendorf, G.; Eisenmann, W.: *Hocheffiziente Flachkollektoren mit selektiver Doppelverglasung*. Tagungsband 18. Symposium Thermische Solarenergie, Bad Staffelstein, Mai 2008.

- Föste, S.; John, S.; Rockendorf, G.: *Verfahren zur Berechnung der temperaturbedingten mechanischen Belastung von Isolierverglasungen in Flachkollektoren*. Tagungsband 19. Symposium Thermische Solarenergie, Bad Staffelstein, Mai 2009.

- Föste, S.; Kirchner, M.; Rockendorf, G.: *Experimentelle Untersuchungen an Flachkollektoren zur Temperaturverteilung an Absorber und Verglasung im Stagnationsfall*. Tagungsband 19. Symposium Thermische Solarenergie, Bad Staffelstein, 2009.

- Föste, S.; Ehrmann, N.; Degenhardt, P.; Rockendorf, G.: *High Efficiency Flat Plate Collector based on a Selective Double Glazing*. Proceedings of the ISES Solar World Congress 2009, Johannesburg, South Africa, Oktober 2009

- Rockendorf, G.; Scheuren, J.; Föste, S.: *Technologien für die Entwicklung hocheffizienter Flachkollektoren*. 2. DSTTP Solarthermie Technologiekonferenz, Berlin, Januar 2010.

- Föste, S.; Degenhardt, P.; Limprecht, F.; Rockendorf, G.: *Wärmeverluste in Hochleistungsflachkollektoren mit selektiv beschichteten und gasgefüllten Isolierverglasungen*. Tagungsband 20. Symposium Thermische Solarenergie, Bad Staffelstein, Mai 2010.

- Föste, S.; Ehrmann, N.: *Highly Efficient Flat Plate Collectors with Low-e Coated Insulating Glazings*. Intersolar Europe Conference, München, Juni 2010.

- Föste, S.; Limprecht, F.; Tiedemann, N.; Rockendorf, G.: *Heat Losses of Highly Efficient Flat Plate Collectors with a Selectively Coated Double Glazing.* Eurosun 2010, Graz, September 2010.

- Föste, S.; Ehrmann, N.; Giovannetti, F.; Rockendorf, G.; Reineke-Koch, R.: *Solarthermie2000plus: Grundlagen für selektiv beschichtete Hochleistungsverglasungen für Flachkollektoren*. Projektabschlussbericht BMU, Förderkennzeichen 0329280 D, Emmerthal, 2011.

- Föste, S.; Ehrmann, N.; Giovannetti, F.; Rockendorf, G: *Grundlagen zur Entwicklung eines hocheffizienten Flachkollektors mit selektiv beschichteter Doppelverglasung*. Tagungsband 21. Symposium Thermische Solarenergie, Bad Staffelstein, Mai 2011.

- Föste, S.; Ehrmann, N.; Giovannetti, F.; Rockendorf, G.: *Basics for the Development of a High Efficiency Flat Plate Collector with a Selectively Coated Double Glazing.* ISES Solar World Congress 2011, Kassel, August 2011.

- Giovannetti, F.; Föste, S.; Ehrmann, N.; Reineke Koch, R.; Rockendorf, G.: *Wärmeschutzverglasungen für hocheffiziente Flachkollektoren*, OTTI Tagung „Glas und Solar: von der Herstellung bis zur Anwendung“, Göttingen, Oktober 2011.

- Föste, S.; Giovannetti, F.; Seyfarth, D.; Jennrich, C.; Rockendorf, G.: *Wärmedämmung für hocheffiziente Flachkollektoren*. Tagungsband 22. Symposium Thermische Solarenergie, Bad Staffelstein, Mai 2012.

- Giovannetti, F.; Föste, S.; Ehrmann, N.; Ebermann, C.; Rockendorf, G.: *Anwendungspotential von spektral selektiven Gläsern in solarthermischen Flachkollektoren*, Tagungsband 22. Symposium Thermische Solarenergie, Nr. 21, Bad Staffelstein, Mai 2012.

- Föste, S.; Giovannetti, F.: *Thermal Insulation for High Efficiency Flat Plate Collectors*, Proc. Eurosun 2012, No. 30, Rijeka, Croatia, September 2012.

- Föste, S.; Giovannetti, F.; Ehrmann, N.: *Hocheffizienter Flachkollektor mit Low-e beschichteter Doppelverglasung*, Erneuerbare Energie 4/2012, Arbeitsgemeinschaft Erneuerbare Energie, November 2012.

- Giovannetti, F.; Föste, S.; Ehrmann, N.; Rockendorf, G.: *High transmittance, low emissivity glass covers for flat plate collectors: applications and performance*, SHC Conf. 2012, San Francisco, Energy Procedia, Elsevier, in press.

- Ehrmann, N.; Reineke-Koch, R.; Föste, S.; Giovannetti, F.: *The influence of process parameters and coating properties of TCO coated double glazing on the efficiency of solar-thermal flat-plate collectors*, Thin Solid Films, Elsevier, in press.

Lebenslauf

Persönliche Daten:

Name:	Sebastian Föste
Geburtsdatum:	23.02.1979
Geburtsort:	Bad Pyrmont
Nationalität:	deutsch
Familienstand	ledig

Schulausbildung:

1985 – 1989	Grundschule Elbrinxen
1989 – 1998	Städtisches Gymnasium Blomberg, Abitur
1998 – 1999	Ableistung des Zivildienstes

Berufsausbildung:

1999 – 2002	Phoenix Contact, Blomberg Ausbildung zum Industriemechaniker Fachrichtung: Maschinen- und Systemtechnik

Hochschulausbildung:

2002 – 2007	Universität Paderborn, Diplomstudiengang Maschinenbau Fachrichtung: Produktentwicklung
März 2005	Vordiplom
März 2004 – Februar 2007	Lehrstuhl Thermodynamik und Energietechnik, Prof. Span Studentische Hilfskraft
März 2007 – Oktober 2007	Institut für Solarenergieforschung Hameln, Diplomarbeit
November 2007	Abschluss: Diplom-Ingenieur

Berufliche Tätigkeit:

seit 2007	Institut für Solarenergieforschung Hameln Wissenschaftlicher Mitarbeiter Abteilung: Solarthermie Arbeitsgruppe: Kollektoren