



Technische Hochschule  
Ingolstadt

Institut für  
neue Energie-Systeme

---

## **Verbundprojekt: TPS-Kollektorfertigung**

-

# **Adaption eines optimierten Kollektordesigns an eine vollautomatisierte Fertigungslinie**

**- Abschlussbericht -**

Berichtszeitraum: 01.05.11 – 31.10.14

Zuwendungsempfänger: Technische Hochschule Ingolstadt

Förderkennzeichen: 0325974B

Autoren: Dipl.-Ing. (FH) H. Riess; Dr. M. Klärner; Prof. W. Zörner



Bundesministerium  
für Wirtschaft  
und Energie



**Das diesem Bericht zugrundeliegende Forschungsvorhaben wurde aufgrund eines Beschlusses des deutschen Bundestages vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie und dem Projektträger Jülich unter dem Förderkennzeichen 0325974B gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.**

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einführung.....</b>	<b>14</b>
1.1	Motivation .....	14
1.2	Ziele.....	14
<b>2</b>	<b>Stand der Technik.....</b>	<b>15</b>
2.1	Thermische Flachkollektoren .....	15
2.2	Kollektorfertigung .....	21
2.3	Isolierglasfertigung.....	26
<b>3</b>	<b>Kollektoren mit transparenter Wärmedämmung (TWD) .....</b>	<b>28</b>
3.1	Transparente Wärmedämmung parallel zum Absorber .....	29
3.2	Senkrechte Transparente Wärmedämmung rechtwinklig .....	31
3.3	Gasgefüllte Solarkollektoren .....	32
3.3.1	Evakuierte Kollektoren mit Gasfüllung.....	32
3.3.2	Gasgefüllte Kollektoren bei Umgebungsdruck.....	34
<b>4</b>	<b>Projektbeschreibung .....</b>	<b>35</b>
4.1	TPS-Kollektor.....	36
<b>5</b>	<b>Mechanische Simulation .....</b>	<b>38</b>
5.1	Aufbau des FE-Kollektormodells .....	38
5.2	Vereinfachungen.....	40
5.3	Messmethode .....	43
5.4	Ergebnisse.....	46
5.5	Versteifung durch Sicken .....	51
5.6	Steiner-Anteil .....	53
5.7	Versickungsgrad .....	54
<b>6</b>	<b>Thermische Simulation .....</b>	<b>60</b>
6.1	Konvektion im SZR .....	62
6.2	Validierung.....	67
6.3	Parameterstudie.....	69

6.4	Systemsimulation .....	74
6.5	Stagnationstemperatur .....	76
<b>7</b>	<b>TPS-Kollektorfertigung .....</b>	<b>77</b>
7.1	Konzepte TPS-Kollektorfertigungslinie .....	86
7.2	Wirtschaftlichkeit TPS-Kollektorfertigung .....	87
<b>8</b>	<b>Versuch und Erprobung .....</b>	<b>94</b>
8.1	Blech-Rohr-Absorber .....	94
8.1.1	Deformationsmessung .....	94
8.1.2	Exposition .....	99
8.1.3	Leistungsmessung .....	99
8.2	Roll-Bond-Absorber .....	101
8.2.1	Deformationsmessung .....	101
8.2.2	Exposition .....	104
8.2.3	Leistungsmessung .....	114
<b>9</b>	<b>Fazit und Ausblick .....</b>	<b>116</b>
<b>10</b>	<b>Quellen .....</b>	<b>117</b>

---

## Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Prognostizierter Kollektorabsatz bis 2030.....	14
Abbildung 2: Übersicht verschiedener Kollektorbauformen .....	16
Abbildung 3: Schnittbild eines Rahmenkollektors .....	17
Abbildung 4: Verteilung der gängigen Werkstoffe für den Rahmen thermischer Solarkollektoren.....	17
Abbildung 5: Schnittbild eines Wannenkollektors .....	18
Abbildung 6: Übersicht der Marktanteile verschiedener Dämmmaterialien für Flachkollektoren .....	19
Abbildung 7: Thermische Verluste in einem Flachkollektor .....	20
Abbildung 8: Aktuelle Fertigungssituation in der deutschen Kollektorbranche (Müller und Zörner 2008).....	21
Abbildung 9: Überblick über den Automatisierungsgrad deutscher und österreichischer Kollektorhersteller (Müller und Zörner 2010).....	22
Abbildung 10: Verschiedene Ansätze für einen identischen Fertigungsschritt (Müller und Zörner 2010).....	23
Abbildung 11: Zusammenfassung relevanter Parameter von sechs Kollektorfertigungslinien (Müller und Zörner 2010).....	24
Abbildung 12: Schematische Darstellung einer typischen Kollektorfertigung .....	25
Abbildung 13: Schematischer Aufbau einer Isolierglasscheibe mit metallischen (links) und elastischen (rechts) Abstandshalter .....	27
Abbildung 14: Aufbau der tps'line der Bystronic Lenhardt GmbH.....	27
Abbildung 15: Überblick verschiedener Ansätze zur Konvektionsunterdrückung (Föste 2013).....	29
Abbildung 16: Isolierglasscheibe als Abdeckung bei einem Flachkollektor (Föste et al. 2013) .....	30
Abbildung 17: Bruttowärmeertrag verschiedener Solarkollektoren (Föste et al. 2013).....	31
Abbildung 18: Wabenförmige Isolierung der Firma IGI, Israel (TIGI 2013).....	31
Abbildung 19: Wärmeleitung verschiedener Gase in Abhängigkeit vom Umgebungsdruck (Benz und Beikircher 1998).....	32

---

---

Abbildung 20: Schnittdarstellung eines evakuierten CPC-Kollektors (Buttinger et al. 2010) .....	33
Abbildung 21: Evakuierter mit Krypton gefüllter Flachkollektor der Firma Thermo Solar, Deutschland (Thermo Solar 2013) .....	34
Abbildung 22: Darstellung der drei Teilprojekte von TPS-Kollektorfertigung .....	35
Abbildung 23: Schematischer Aufbau des TPS-Kollektors .....	36
Abbildung 24: Wärmeleitfähigkeit von Mineralwolle in Abhängigkeit der Feuchtigkeit (cf. Beikircher 2013) .....	37
Abbildung 25: Detailbild des FE-Modells .....	39
Abbildung 26: Vereinfachte Darstellung der Absorberdeformation .....	41
Abbildung 27: Deformationsplot des Kollektors bei 20-facher Verstärkung .....	42
Abbildung 28: Vereinfachte Darstellung von geometrisch linearem beziehungsweise geometrisch nicht-linearem Rechenansatz .....	42
Abbildung 29: Änderung des Volumens im SZR aufgrund thermischer und mechanischer Lasten als Referenzgröße .....	43
Abbildung 30: Messmatrix auf der Absorberrückseite .....	44
Abbildung 31: Detaildarstellung der Messpunkte an der Absorberrückseite .....	44
Abbildung 32: Optisches Präzisionsmessgerät zur Validierung der manuellen Messtechnik .....	45
Abbildung 33: Abhängigkeit zwischen Druck und Expansionsvolumen. Vergleich von Labormessungen und Simulationsergebnissen .....	46
Abbildung 34: Sehr gute Korrelation zwischen gemessener und simulierter Biegelinie bei 170 Pa .....	47
Abbildung 35: Expansionsvolumen in Abhängigkeit der Absorbtemperatur .....	48
Abbildung 36: Zusammenhang zwischen Druckänderung im SZR und thermischer Ausdehnung des Absorbers .....	49
Abbildung 37: Druckverlauf im SZR während des Kollektorbetriebs .....	50
Abbildung 38: Verschiedene Sickenformen (Klein 2013) .....	52
Abbildung 39: Schematische Darstellung der besseren Materialnutzung außerhalb der neutralen Faser (Emmrich 2003) .....	53

---

---

Abbildung 40: Einfluss der Sickenformen auf das Flächenträgheitsmoment (Klein 2013) .....	54
Abbildung 41: Übersicht der simulierten Varianten sowie deren geometrischen Parameter.....	56
Abbildung 42: Auszug aus der Bewertungsmatrix für die simulierten Varianten.....	57
Abbildung 43: Optimierter Absorber mit hohem Versickungsgrad und geteilten Temperaturfeldern .....	59
Abbildung 44: Schnittdarstellung des schematischen Kollektormodells (Reiter et al. 2013) .....	61
Abbildung 45: Einfluss der Nusselt-Zahl.....	62
Abbildung 46: Konvektiver Wärmeübergangskoeffizient über Abstand Absorber-Abdeckung .....	63
Abbildung 47: Konvektiver Wärmeübergang verschiedener Fluide nach Hollands bei einem $\Delta T$ von 50 K unter 45 ° und 1013 hPa Umgebungsdruck .....	64
Abbildung 48: Aufteilung der Kosten an einem Flachkollektor mit Rahmengehäuse (eigene Quelle).....	65
Abbildung 49: Leistungsreduktion auf Niveau von konventionellen Flachkollektor zur Kostensenkung.....	65
Abbildung 50: Rund 50 % geringere Materialkosten bei gleicher Effizienz .....	67
Abbildung 51: Vergleich zwischen Simulation und Messung .....	68
Abbildung 52: Konvektiver Übergang in Abhängigkeit der Spaltbreite.....	69
Abbildung 53: Wirkungsgrad in Abhängigkeit der Spaltbreite .....	70
Abbildung 54: Übersicht der Wirkungsgrade der Funktionsmuster mit Blech-Rohr-Absorbern und den Referenzkollektoren .....	72
Abbildung 55: Übersicht der Wirkungsgrade von den Funktionsmustern mit Roll-Bond-Absorbern und den Referenzkollektoren.....	74
Abbildung 56: Temperaturverteilung eines gasgefüllten Flachkollektors in trockener Stagnation .....	76
Abbildung 57: Fertigungsschritte der TPS-Fertigungslinie.....	78
Abbildung 58: Detailaufnahme des Werkstückträgers und Absorbers .....	78
Abbildung 59: Darstellung der wichtigsten Komponenten des TPS-Applikator.....	79

---

---

Abbildung 60: Detailaufnahme bei der Applikation der Primärversiegelung auf einen Blech-Rohr-Absorber .....	80
Abbildung 61: Hermetisch dichter Verschluss der Primärversiegelung .....	80
Abbildung 62: Abdruck Absorberblech nach TPS-Applikation .....	81
Abbildung 63: Applizierter Blech-Rohr-Absorber auf der Einfahrt in die Tandem- Presse .....	82
Abbildung 64: Funktionsablauf Tandem-Pressen .....	82
Abbildung 65: Verbund aus Absorber, Primärversiegelung und Abdeckung .....	83
Abbildung 66: Schnittzeichnung Funktionsmuster TPS-1 .....	83
Abbildung 67: Manuelle Aufbringung der Sekundärversiegelung bei einem Funktionsmuster .....	84
Abbildung 68: Problematische Absorberstruktur .....	85
Abbildung 69: Schematischer Vergleich der beiden Fertigungskonzepte tps'Low (oben: geringer Automatisierungsgrad) und tps'High (unten: maximaler Automatisierungsgrad) .....	87
Abbildung 70: Ausschnitt des entwickelten Kostenkalkulationstools .....	88
Abbildung 71: Kostenaufteilung konventioneller Flachkollektor und TPS-Kollektor .....	90
Abbildung 72: Signifikantes Kostensenkungspotenzial bei optimierter Absorbergeometrie .....	90
Abbildung 73: Darstellung der Wirtschaftlichkeit der TPS-Fertigungslinien gegenüber einer konventionellen Fertigungslinie .....	91
Abbildung 74: Darstellung der Wirtschaftlichkeit der TPS-Fertigungslinien gegenüber einer konventionellen Fertigungslinie bei halber Auslastung .....	92
Abbildung 75: Gemessene Urform des Blech-Rohr-Absorbers .....	94
Abbildung 76: Absorberverformungen in Richtung Abdeckung führen zu deutlich stärkeren Verlusten .....	96
Abbildung 77: Detailaufnahme der beschädigten hochselektiven Beschichtung am Funktionsmuster TPS-1 .....	97
Abbildung 78: Gemessene Verformung eines CuCu-Absorbers mit Doppelmäandern .....	98

---

---

Abbildung 79: Geringere Verformung aufgrund geschickt aufgeteilter Temperaturfelder .....	98
Abbildung 80: Leistungsmessung vor und nach der Exposition.....	100
Abbildung 81: Vergleichsmessung des TPS-2 mit und ohne Argon im SZR .....	101
Abbildung 82: Wannenförmige Absorberform.....	102
Abbildung 83: Deformationsmessung ohne Rückwand während Stagnation unter dem Sonnensimulator ( $T_{\text{mean\_Abs}} = 110 \text{ °C}$ ).....	102
Abbildung 84: Keine bleibenden Verformungen in der Blechstruktur.....	103
Abbildung 85: Insgesamt 14 Messstellen am Kollektor – davon zwei im Randverbund (Primärversiegelung).....	104
Abbildung 86: Drei Messstellen an der Absorberrückseite .....	105
Abbildung 87: Temperaturstandzeiten der Sensoren im Randverbund (Primärversiegelung) .....	106
Abbildung 88: Temperaturstandzeiten der Temperatur in der Primärversiegelung und der Applikationsfläche am Absorber .....	107
Abbildung 89: Überwiegend kam es zu einem Unterdruck im SZR .....	107
Abbildung 90: Korrelation zwischen Absorbertemperatur und Differenzdruck .....	108
Abbildung 91: Gemessene Verformungen am Absorber .....	109
Abbildung 92: Großflächige Ausgasung an der Scheibeninnenseite .....	111
Abbildung 93: Klarer Niederschlag an der Innenseite der Abdeckung (Bericht Chemische Fabrik Kömmerling GmbH 2014) .....	111
Abbildung 94: Öliges Film im Bereich außerhalb des hermetisch dichten SZR (Bericht Chemische Fabrik Kömmerling GmbH 2014).....	112
Abbildung 95: Keine Verlust der mechanischen Belastbarkeit nach Exposition und Stresstest nachweisbar (Bericht Chemische Fabrik Kömmerling GmbH 2014) .....	113
Abbildung 96: Keine Ablösung zwischen Primär- und Sekundärversiegelung nachweisbar (Bericht Chemische Fabrik Kömmerling GmbH 2014).....	113
Abbildung 97: Undichter Randverbund nach Stresstest .....	114
Abbildung 98: Deutlicher Leistungsverlust ohne Argonfüllung im SZR .....	115

---

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Kategorisierung der 4 Betriebstemperaturen thermischer Kollektoren.....	15
Tabelle 2: Eigenschaften der verschiedenen Kollektorbauformen (Treikauskas und Zörner 2005).....	16
Tabelle 3: Zusammenfassung der Randbedingungen .....	40
Tabelle 4: Ergebnisse der Parameterstudie bei einer Druckbelastung von 20 Pa ....	58
Tabelle 5: Darstellung der Parametervariation bei einer Druckbelastung von 100 Pa.....	58
Tabelle 6: Zusammenfassung der relevanten Parameter verschiedener Gase bei einer mittleren Fluidtemperatur von 65 °C.....	64
Tabelle 7: Zusammenfassung der Ausgangsgrößen des Kollektormodels .....	66
Tabelle 8: Parameter der Musterkollektoren mit Blech-Rohr-Absorbern und Referenzkollektoren .....	71
Tabelle 9: Übersicht der Kollektorparameter mit Roll-Bond-Absorber .....	73
Tabelle 10: Parameter der Systemsimulation.....	75
Tabelle 11: Übersicht der relevanten Parameter zwischen den TPS-Fertigungslinien und einer konventionellen Kollektorfertigung.....	89
Tabelle 12: Gemessene und extrapolierte Stagnationstemperaturen am Institut für Solarenergieforschung Hameln (ISFH) .....	110

## Abkürzungen

BSW	Bundesverband Solarwirtschaft
BMU	Bundesministerium für Umwelt, Natur- schutz und Reaktorsicherheit (jetzt: Bundesministerium für Wirtschaft und Energie)
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
SZR	Scheibenzwischenraum
FE	Finite-Elemente
TPS	Thermo Plastic Spacer
TWD	Transparente Wärmedämmung
ETFE	Ethylen-Tetrafluorethylen
ARB	Antireflexbeschichtung
CPC	Compound Parabolic Concentrator
ISE	Institut für Solare Energiesysteme
CAD	Computer-Aided Design
ESG	Einscheibensicherheitsglas
Xe	Xenon
Kr	Krypton
Ar	Argon
DGT	Dauergebrauchstemperatur
KGT	Kurzzeitgebrauchstemperatur
konvKF	Konventionelle Kollektorfertigung
Al	Aluminium
Cu	Kupfer
RB	Roll-Bond-Absorber

## Symbole

$I$	Absorbierte Strahlungsleistung	[W m <sup>-2</sup> ]
$G$	Globalstrahlung	[W m <sup>-2</sup> ]

---

$\tau$	Transmissionskoeffizient Abdeckung	[-]
$\alpha$	Absorptionskoeffizient Absorber	[-]
$\dot{q}$	Leistung	[W]
$\eta$	Wirkungsgrad	[-]
$U_t$	Gesamtwärmeverlustkoeffizient	[W m <sup>-2</sup> K <sup>-1</sup> ]
$T$	Temperatur	[K]
$\eta$	Kollektorwirkungsgrad	[-]
$h$	Verlustkoeffizient	[W m <sup>-2</sup> K <sup>-1</sup> ]
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit Medium	[W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> ]
$d$	Charakteristische Länge (Spaltbreite)	[m]
$Nu$	Nusselt-Zahl	[-]
$\Delta$	Differenz	[-]
$Ra$	Rayleigh-Zahl	[-]
$\alpha$	Aufständigungswinkel	[°]
$g$	Gravitationskonstante	[m s <sup>-2</sup> ]
$\beta'$	Volumenausdehnungskoeffizient (T <sup>-1</sup> )	[K <sup>-1</sup> ]
$\nu$	Kinematische Viskosität	[m <sup>2</sup> s <sup>-1</sup> ]
$\rho$	Dichte Fluid	[kg m <sup>-3</sup> ]
$c_p$	Wärmekapazität Fluid	[J kg <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> ]
$\varphi$	Versickungsgrad	[-]
$J$	Flächenträgheitsmoment	[mm <sup>4</sup> ]
$z$	Abstand Schwerpunkt	[m]
$Gr$	Grashoff-Zahl	[-]

---

Pr	Prandtl-Zahl	[-]
Q	Energie	[J]
$\varepsilon$	Kollektorproduktionskosten	[€]

## Indizes

abs	Absorber
amb	Umgebung
b	Hinten
e	Ecken / Ränder
c	Konvektion
col	Kollektor
exp	Expansion
f	Front
g	Abdeckung
G	Gas
ins	Isolierung
r	Strahlung
t	Gesamt
Glazing	Abdeckung
mean	Mittlere

# 1 Einführung

## 1.1 Motivation

2010 veröffentlichte das Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit eine Leitstudie zur Entwicklung der solarthermischen generierten Energie für die nächsten 20 Jahre. Wurden 2010 in Deutschland nur  $5 \text{ GWh}_{\text{th}}\text{a}^{-1}$  aus Sonnenenergie bereitgestellt, werden bis 2030 über  $30 \text{ GWh}_{\text{th}}\text{a}^{-1}$  von thermischen Kollektoren generiert. Einen ähnlich rasanten Anstieg prognostiziert eine Studie des Bundesverbands für Solarwirtschaft (BSW 2013) (Abbildung 1).

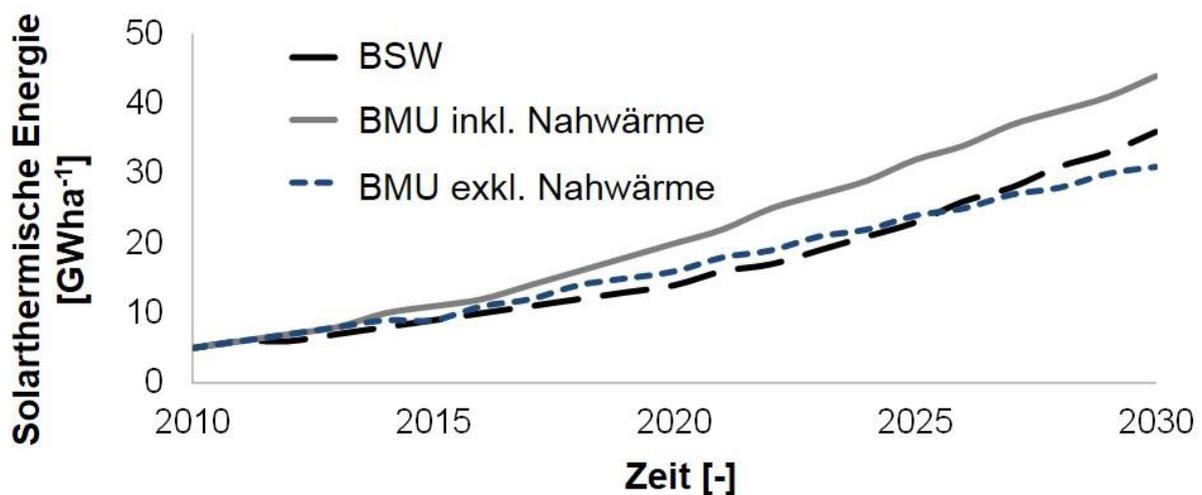


Abbildung 1: Prognostizierter Kollektorabsatz bis 2030

Beiden Studien haben zur Folge ist mit einer erheblichen Nachfrage an thermischen Kollektoren zu rechnen. Um diese steigende Nachfrage bedienen zu können, müssen Kollektoren künftig auf massenfertigungstauglichen Produktionslinien hergestellt werden. Allerdings zeigen aktuelle Kurzstudien, dass gegenwärtige Fertigungslinien eher einer Werkstattfertigung statt einer Serien- oder Massenproduktion ähneln.

## 1.2 Ziele

Angesichts der prognostizierten Absatzzahlen in der Kollektorfertigung und des steigenden Preis- und Qualitätsdrucks für die Kollektorhersteller ist das primäre Ziel des Vorhabens, eine bestehende Fertigungslinie zur Herstellung von Isolierglas für solarthermische Kollektoren zu adaptieren. Dabei ist die Kollektorkonstruktion dem Fertigungsprinzip untergeordnet. Bei einem maximalen Automatisierungsgrad soll somit

eine minimale Taktzeit der Fertigung erreicht werden. Es werden so gleichermaßen Innovationen auf fertigungstechnischer sowie auf konstruktiver Seite erzielt.

## 2 Stand der Technik

### 2.1 Thermische Flachkollektoren

Bereits in den frühen Achtzigern wurden in Deutschland solarthermische Kollektoren zur Warmwasserbereitung genutzt. Durch die steigenden fossilen Energiekosten und aus Gründen des Umweltschutzes fanden Solarkollektoren in den letzten Jahren auch immer häufiger Anwendung in heizungsunterstützenden Systemen. Ein relativ neuer Anwendungsbereich für Kollektoren hingegen sind Nahwärmenetze und Prozesswärmeanlagen. Dabei unterscheiden sich diese Anwendungsbereiche grundlegend in den Kollektorbetriebstemperaturen, die sich in 4 wesentliche Kategorien gliedern lassen (Tabelle 1).

Tabelle 1: Kategorisierung der 4 Betriebstemperaturen thermischer Kollektoren

Temperaturbereich [°C]	Anwendung	Kollektortyp
<b>0–40</b>	Schwimmbadheizung, Wärmepumpen	Überwiegend unverglaste Absorber
<b>40–90</b>	Trinkwassererwärmung, Niedertemperatur Pro- zesswärme (z.B. Trock- nung), solare Kühlung, Entsalzungsanlagen	Flachkollektoren bezie- hungsweise Vakuumröh- renkollektoren
<b>70–150</b>	Prozesswärme	Hochleistungsflachkollekt- oren (Antireflexbeschich- tete Abdeckung, ...) oder Vakuumröhrenkollektoren
<b>90–250</b>	Hochtemperaturprozesse	Nachführende und / oder konzentrierende Kollekt- oren (Parabolrinnen, ...)

Das Gehäuse solarthermischer Flachkollektoren beschränkt sich bisher auf zwei unterschiedliche Bauformen, die Rahmenbauweise und die Wannenbauweise. Diese können wiederum aus unterschiedlichen Werkstoffen gefertigt werden (Abbildung 2).

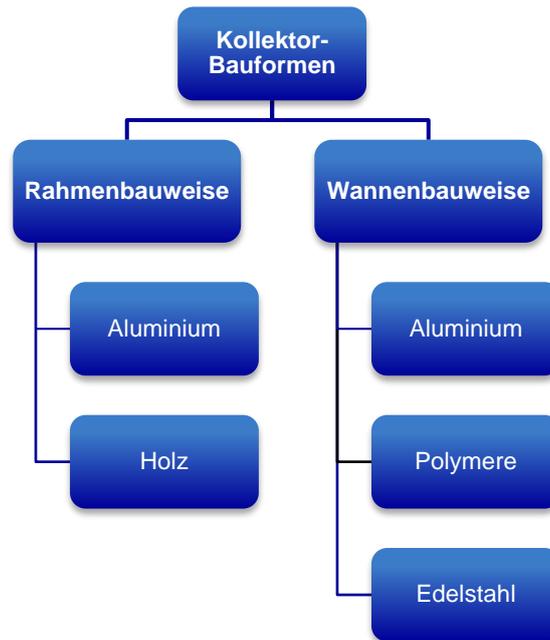


Abbildung 2: Übersicht verschiedener Kollektorbauformen

Die spezifischen Eigenschaften der unterschiedlichen Konstruktionen charakterisiert Tabelle 2.

Tabelle 2: Eigenschaften der verschiedenen Kollektorbauformen (Treikauskas und Zörner 2005)

	Rahmenbauweise	Wannenbauweise	Holzrahmenbauweise
<b>Vorteile</b>	+ hohe Flexibilität + geringe Investitionskosten	+ kaum Montageaufwand + wenige Dichtstellen + geringes Gewicht	+ geringe Investitionskosten + geringe Materialkosten + ökologischer Werkstoff
<b>Nachteile</b>	- hoher Montageaufwand - viele Dichtstellen	- keine Flexibilität - hohe Werkzeugkosten	- großer Montageaufwand - viele Dichtstellen

Eine Analyse von Herstellerinformationen zeigt, dass rund 86 % aller Kollektoren in Rahmenbauweise (Abbildung 3) produziert werden (IKZ 2010).



Abbildung 3: Schnittbild eines Rahmenkollektors

Dabei wird das Kollektorgehäuse aus mehreren Komponenten gefertigt. Die Einzelteile für den Rahmen sind oft zugekaufte Leistungen (Müller und Zörner 2008). Abbildung 4 zeigt den Anteil der drei eingesetzten Materialien, die bei der Herstellung des Rahmens zum Einsatz kommen.

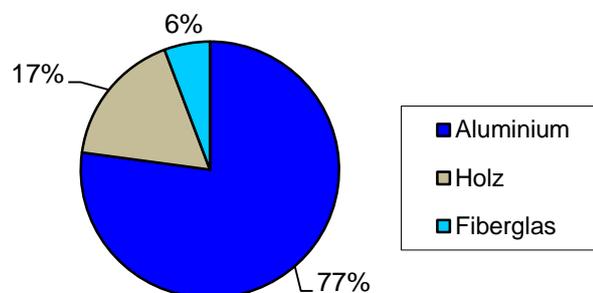


Abbildung 4: Verteilung der gängigen Werkstoffe für den Rahmen thermischer Solarkollektoren

Die Rahmenteile können flexibel auf das Abmaß des Absorbers und der transparenten Abdeckung zugeschnitten werden. Mittels Schweißen, Clinchen, Nieten oder Schrauben werden die einzelnen Profiltteile verbunden. Dabei ist die hohe Flexibilität an einen verhältnismäßig hohen Montageaufwand gekoppelt. Neben Aluminiumrahmen gibt es Rahmen aus Holz und Glasfaser verstärkten Kunststoffen (GFK). Allerdings hat Aluminium mit über 77 % die größte Bedeutung im Kollektorbau (Abbildung 4).

Holzrahmen finden besonders bei Indach- oder Fassadenkollektoren Anwendung. Bei der späteren Dachmontage wird der Rahmen mittels Eindeckblechen vor Witterungseinflüssen geschützt und ist deshalb nicht als Auf- oder Flachdachkollektor einsetzbar.

Im Gegensatz zu den Rahmenkollektoren stellen die Wannenkollektoren (Abbildung 5) mit 14 % auf den markterhältlichen Kollektoren einen sehr geringen Anteil dar.



Abbildung 5: Schnittbild eines Wannenkollektors

Das Konstruktionsprinzip hat einen geringeren Montageaufwand im Vergleich zur Rahmenbauweise. Nachteilig hingegen ist die geringe Flexibilität bei variierenden Abdeckungs- oder Absorberabmaßen, da verschiedene Wannendimensionen durch die hohen Investitionssummen für die Tiefziehwerkzeuge beschränkt werden. Üblicherweise werden Wannen aus Aluminiumprofilen tiefgezogen (88 %). Nur 10 % aller Wannen werden aus Kunststoff gefertigt und ein sehr geringer Anteil aus Edelstahl.

Zur Reduzierung der Wärmeverluste wird in das Kollektorgehäuse eine Dämmung eingebracht. Die Stärke der Rückwanddämmung variiert zwischen 30 und 60 mm auf der Rückseite und bis zu 30 mm an den Kollektorseiten. Bei rund 82 % aller verfügbaren Kollektoren wird Mineral- beziehungsweise Steinwolle zur Wärmedämmung verwendet (Abbildung 6).

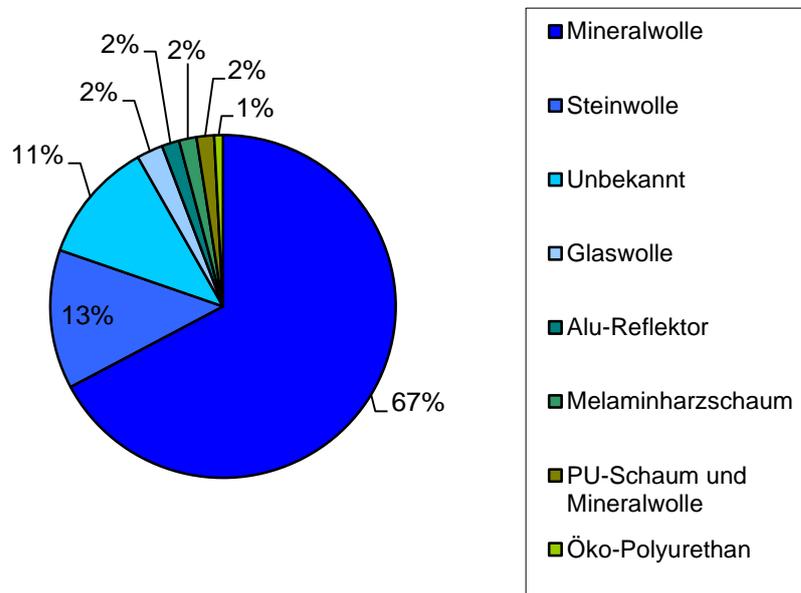


Abbildung 6: Übersicht der Marktanteile verschiedener Dämmmaterialien für Flachkollektoren

Über einen Absorber wird die eingestrahlte Sonnenenergie in Wärme umgewandelt. Der Absorber dient dabei als Wärmetauscher und besteht aus einem Metallblech an dessen Rückseite ein Rohrregister angebracht ist. In den Absorberrohren zirkuliert ein Wärmeträgerfluid, meist eine Wasser-Glykol-Mischung, das die Wärme vom Absorber in den Heizkreis abführt. Neben „wasserführenden“ Flachkollektoren gibt es auch Luftkollektoren oder Hochtemperaturkollektoren bei denen ein Thermo-Öl verwendet wird.

Die Grundlagen der Kollektortheorien sind in Duffie und Beckman (1991), Goswami et al. (2000) oder Eicker (2001) zusammengetragen. Bei der Umwandlung der Sonnenstrahlung in thermische Energie treten verschiedene Verlustmechanismen auf. Diese lassen sich in einen thermischen und optischen Anteil unterteilen. So bestimmt sich der optische Energieeintrag durch den Transmissionskoeffizient  $\tau$  der Abdeckung und dem Absorptionskoeffizient  $\alpha$  der Absorberoberfläche:

$$I = G(\tau\alpha) \quad (1.1)$$

Die thermischen Verluste ergeben sich aus einem Netzwerk bestehend aus Strahlungs-, Leitungs- und Konvektionsverlusten (Abbildung 7).

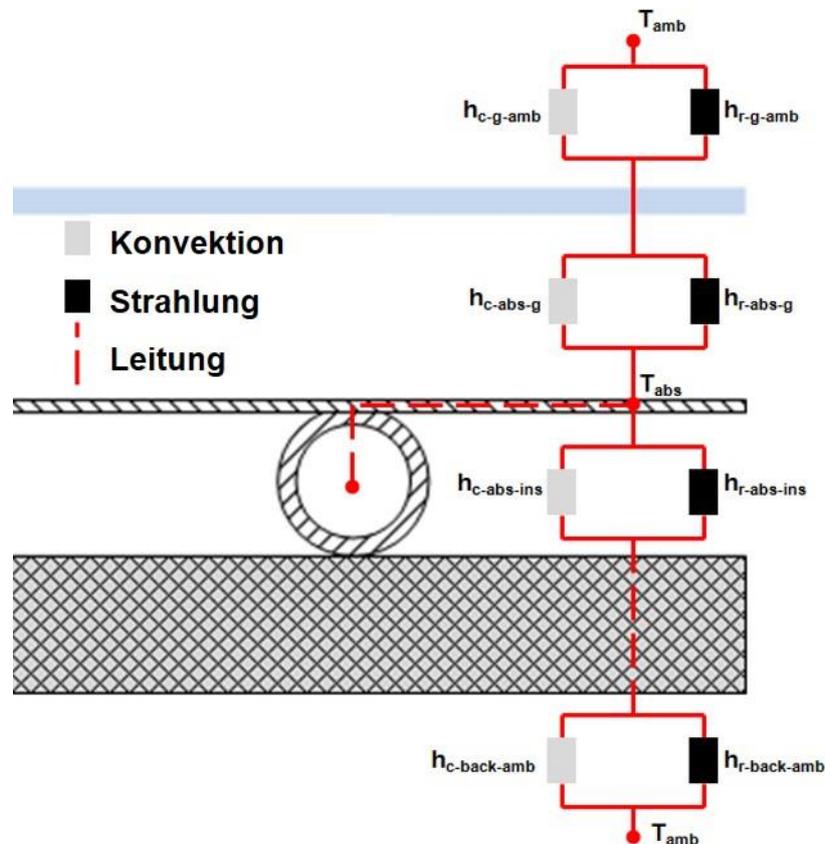


Abbildung 7: Thermische Verluste in einem Flachkollektor

Über Wärmeleitung gelangt die Energie vom Absorberblech in die Steigrohre und wird dort an das Fluid übertragen. Zwischen der Absorberrückseite und der Isolierung, auf der der Absorber aufliegt, sind die Verluste über eine Parallelschaltung aus Konvektions- und Strahlungsverlusten aufgeteilt. Durch die Isolierung findet reine Wärmeleitung statt, die sich an der Oberfläche der Rückwand wiederum in einen Anteil aus Konvektion und Strahlung gliedert. Der Verlustmechanismus zwischen Absorber und Abdeckung ist eine Parallelschaltung zwischen freier Konvektion und Strahlung. Seit der Einführung hochselektiver Beschichtungen nehmen diese Konvektionsverluste den Großteil der Kollektorverluste ein. Der Verluststrom gelangt durch Wärmeleitung an die Oberfläche der transparenten Abdeckung. An der Oberfläche treten einerseits Verluste durch erzwungene Konvektion auf und andererseits Strahlungsverluste zwischen der Temperatur an der Abdeckungsoberfläche und der Himmelstemperatur. Die Randverluste sind im Vergleich zu den beschriebenen Verlusten gering. Alle thermi-

schen Verluste werden über den Gesamtverlustkoeffizient  $U_t$  zusammengefasst, wobei  $U_t$  über die Temperaturdifferenz der mittleren Absorbentemperatur und der Umgebungstemperatur getrieben wird.

Daraus folgt, dass die Kollektorleistung sich über folgende Gleichung bestimmen lässt:

$$\dot{q}_{col} = I - U_t(\bar{T}_{abs} - T_{amb}) \quad (2.1)$$

Um den Kollektorwirkungsgrad zu bestimmen wird der Quotient aus Kollektorleistung und eingestrahelter Leistung gebildet:

$$\eta = \frac{\dot{q}_{col}}{G} = (\tau\alpha) - U_t \frac{\bar{T}_{abs} - T_{amb}}{G} \quad (2.2)$$

$U_t$  ist die Summe aus dem vorderseitigen Verlust  $U_f$ , den Randverlusten  $U_e$  und den rückseitigen Verluste  $U_b$ . Da  $U_e$  betragsmäßig sehr gering ausfällt, werden die Randverlusten zu den vorderseitigen oder rückseitigen Verlusten addiert.

## 2.2 Kollektorfertigung

2008 analysierten Müller und Zörner für das Deutsche Solarthermie Technologieplattform (DSTTP) den Stand der Technik in der Kollektorfertigung. Dabei stellte sich heraus, dass Kollektoren überwiegend in einer Werkstattfertigung zusammengesetzt werden. Nur sehr wenige Kollektorhersteller haben eine Produktion im Maßstab einer Serienfertigung. Eine massenfertigungstaugliche Kollektorfertigung konnte nicht identifiziert werden (Abbildung 8).

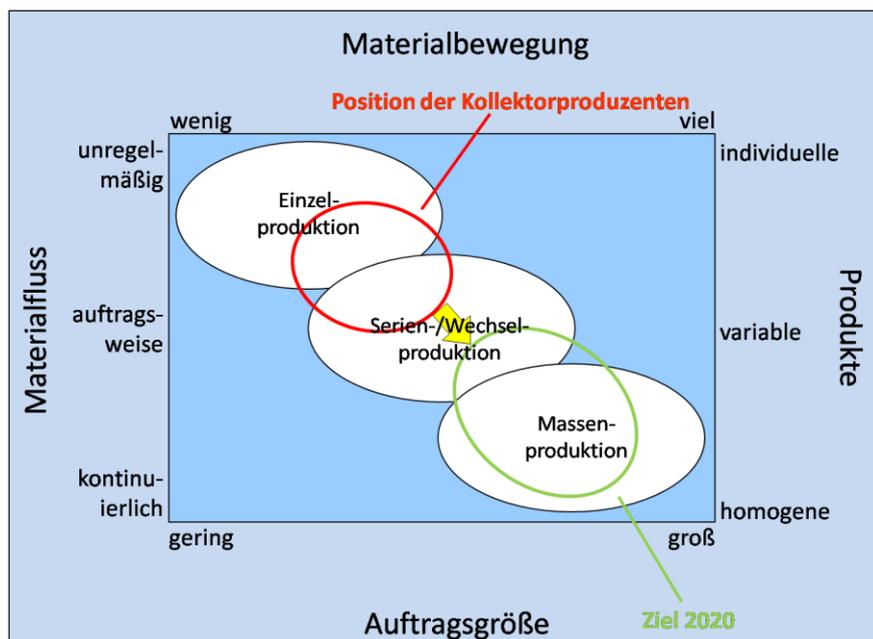


Abbildung 8: Aktuelle Fertigungssituation in der deutschen Kollektorbranche (Müller und Zörner 2008)

Um höhere Produktionszahlen zu erreichen, tendieren die Kollektorhersteller dazu mehrere gleiche Fertigungslinien parallel laufen zu lassen (Müller und Zörner 2008). Müller und Zörner stellten aufgrund ihrer Ergebnisse in Frage, ob eine industrielle Fertigung mit den aktuellen Produktionslinien darstellbar ist.

In einer weiteren Studie wurde explizit der Automatisierungsgrad von 8 deutschen und österreichischen Kollektorhersteller untersucht (Müller und Zörner 2010). Hierfür wurde die Fertigung in sieben wesentliche Stufen gegliedert:

- Reinigung Abdeckung,
- Zusammenbau Rahmen,
- Montage Rückwand,
- Zusammenbau Absorber und Isolierung,
- Applikation Klebstoff,
- Montage Kollektorgehäuse und Abdeckung,
- Aushärten Kleben.

Der jeweilige Automatisierungsgrad der Fertigungsstufen wurde festgestellt und ist in Abbildung 9 dargestellt.

Section	Cleaning of Glass Cover	Assembly of Frame	Assembly of Back-plane	Assembly of Absorber & Insulation	Application of Adhesive	Assembly of Glass Cover	Adhesive Curing
	●	●	●	●	●	●	●
	●	●	●	●	●	●	●
	●	●	●	●	---	●	---
	●	●	●	●	---	●	---
	---	---	●	●	●	●	●
	●	●	●	●	●	●	●
	●	●	●	●	---	●	---
	●	Collector tray		●	●	●	---

● automated

● semi-automated

● manual

Abbildung 9: Überblick über den Automatisierungsgrad deutscher und österreichischer Kollektorhersteller (Müller und Zörner 2010)

Obwohl manche Fertigungsschritte, wie etwa die Klebstoffapplikation, automatisiert ablaufen, zeigt die Bewertungsmatrix, dass es keine durchgehend vollautomatisierte Fertigungslinie gibt.

Der Studie zur Folge gibt es keinen standardisierten Fertigungsablauf für das gleichaufgebaute Produkt Kollektor (Müller und Zörner 2010). Abbildung 10 zeigt beispielhaft verschiedene Ansätze für zwei Teilschritte (Reinigung Abdeckung und Kollektor Handlung) in der Fertigung.



Abbildung 10: Verschiedene Ansätze für einen identischen Fertigungsschritt (Müller und Zörner 2010)  
Die von den Herstellern angegebene Investitionssumme für die Kollektorproduktion lag zwischen 0,3 und 3 Millionen Euro. Allerdings konnte keine Verbindung zwischen Automatisierungsgrad, Taktzeit, abgestelltes Personal oder der Investitionssumme ermittelt werden (Abbildung 11).

	Company A	Company B	Company C	Company D	Company E	Company F	Demonstration
Cycle Time [sec]	600	420	240	180	180	90	240 / 144
Collectors per Shift	50	70	120	160	160	320	112 / 187
Personnel	3 *	2 *,**	3 *,**	?	3 *,**	5 *,**	6 / 10 *,**
Planning and Implementation	internal	<i>Dtec</i>	<i>EEP-Maschinenbau</i>	<i>Reis Maschinenfabrik</i>	<i>Fix Maschinenbau</i>	internal	<i>Mintec</i>
Investment [Mio. €]	0.3	1.5	0.9	2...3	1.5	?	0.4

\* without glass cover cleaning

\*\* without packaging

Abbildung 11: Zusammenfassung relevanter Parameter von sechs Kollektorfertigungslinien (Müller und Zörner 2010)

Aus den hervorgegangenen Studien lässt sich zusammenfassen, dass sich kein standardisiertes Fertigungskonzept bislang durchgesetzt hat. Obwohl einige der befragten Hersteller zu den größten Kollektorherstellern in Europa zählen, gibt es keine vollautomatisierte Fertigungslinie. Außerdem ist es fraglich, ob mit dem festgestellten Automatisierungsgrad die prognostizierten Produktionskapazitäten darstellbar sind. Um dieses Problem zu lösen, sollten einerseits bei neuen Entwicklungen eine verzahnte Betrachtung aus Fertigung und Konstruktion erfolgen und andererseits neue Fertigungstechniken und Materialien analysiert werden.

Berner (2012) veröffentlichte einen Überblick zur deutschen Solarthermie-Industrie. Dabei stellte Berner fest, dass die Absorberfertigung einen sehr hohen Automatisierungsgrad aufweist, wohingegen die Automatisierung der Kollektormontage schwieriger umzusetzen sei. Der Grund hierfür liegt bei dem Kollektoraufbau.

Zum Verständnis ist nachfolgend eine konventionelle Kollektorfertigung beschrieben. Abbildung 12 zeigt den Zusammenbau eines typischen Rahmenkollektors.

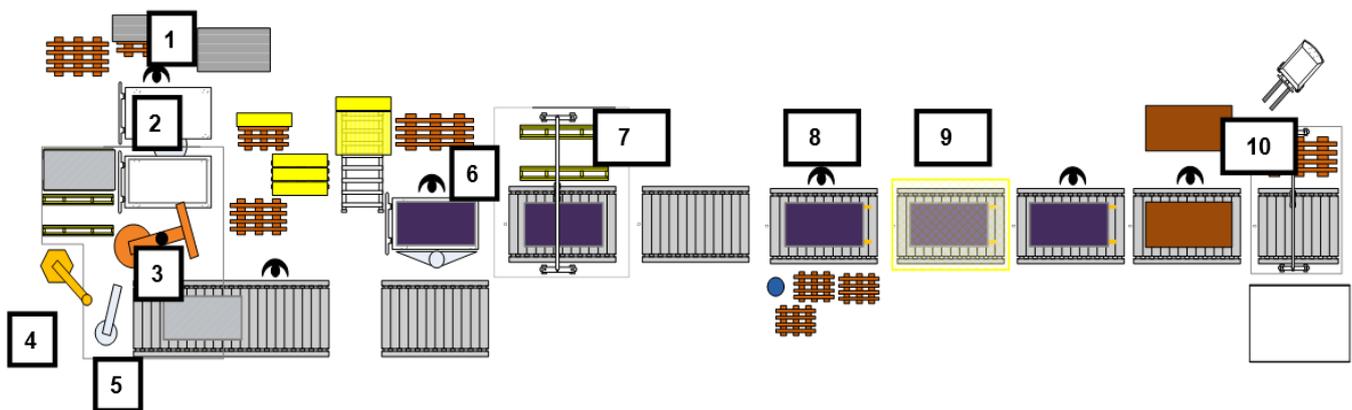


Abbildung 12: Schematische Darstellung einer typischen Kollektorfertigung

Zu Beginn legt ein Werker die zugeschnittenen Aluminium-Rahmenbauteile in eine drehbare Spannvorrichtung ein (1). Um die einzelnen Rahmenteile zu verbinden werden in den Rahmeneckprofilen Winkelstücke eingelegt. Anschließend wird der Rahmen gespannt und in den automatisierten Bereich der Fertigung gedreht (2). Ein Roboter (3) nimmt die Rückwand auf und bewegt diese zur Klebestation (4). Nachdem der Klebstoff appliziert wurde, fügt der Roboter Rückwand und Rahmen zusammen. Die Eckprofile werden über Clinchen form- und kraftschlüssig verbunden (5). Dann gelangt der Rahmen über ein Förderband zur Station (6), an der die Isolierung von einem Werker in das Gehäuse gelegt wird. Bevor der Absorber manuell eingesetzt wird, saugt der Arbeiter Staubrückstände von der Isolierung, um eine werksseitige Verschmutzung zu verhindern. Als nächster Schritt wird die Abdeckung von einem Linearroboter (7) auf das Kollektorgehäuse abgelegt. Diese wird dann von einem Werker mittels Glasleisten am Rahmen fixiert (8). Schließlich wird der Kollektor inspiziert (9) und abschließend verpackt und palettiert (10).

Die Durchlaufzeit dieser Fertigung beträgt knapp 10 Minuten. Insgesamt sind 6 Werker an der Produktion beteiligt. Aufgrund des Aufbaus eines Rahmenkollektors können auf einer derartigen Produktionslinie verschiedene Kollektorgrößen bei geringen Umrüstarbeiten zusammengesetzt werden. Eine neue Produktionstechnik muss demnach genauso flexibel sein als die bisherige, einen höheren Automatisierungsgrad haben, skalierbar und modular erweiterbar sein.

Vor diesem Hintergrund bergen Klebetechniken ein hohes Potenzial, um einerseits den Automatisierungsgrad zu steigern und andererseits neue Kollektoraufbauten zu ermöglichen (Epp und Berner 2010, Berner 2012). In der Kollektortechnik werden meist Klebeverbindungen zwischen den Rahmenteilen selbst und der Rückwand verwendet. 2008 verwendeten noch mehr als 62 % aller Kollektorproduzenten eine mechanische Fixierung der Abdeckung an das Gehäuse, wohingegen heute über die

Hälfte aller deutschen Kollektorhersteller hierfür eine Klebeverbindung einsetzen. Unnötiger Weise werden oftmals die Glasabdeckungen mit einer mechanischen Fixierung redundant am Gehäuse gesichert. Dies ist unter anderem auf einen Herstellerrückruf aus dem 2008 zurückzuführen, bei dem sich eine nicht korrekt verklebte Abdeckung vom Rahmen löste. Obwohl Klebprozesse in der Kollektortechnik zunehmend zum Einsatz kommen, ist diese Technik noch nicht vollends angenommen worden.

## 2.3 Isolierglasfertigung

Schon zu Beginn der Isolierglasfertigung wurden Klebprozesse verwendet, um die einzelnen Glasscheiben zu einer Isolierglaseinheit zusammenzufügen. Um die Scheiben auf einen gewählten Abstand zu halten, kommen verschiedene Abstandshalter zum Einsatz:

- Metallischer Abstandshalter aus
  - Aluminium,
  - Edelstahl,
  - Verzinktem Stahl.
- Faserverstärkte Kunststoffprofile
- Thermoplastische Abstandshalter auf Butylbasis.

Ein wesentlicher Nachteil metallischer Abstandshalter liegt allerdings in der aufwändigen Fertigung. Da die Produktion dieser Profile der eigentlichen Isolierglasfertigung vorgelagert ist, kann es zu Umrüstzeiten oder Standzeiten in der Fertigung kommen. Trotz der hochautomatisierten Fertigung limitiert dies die Produktionsflexibilität hinsichtlich der Isolierglasabmaße, da immer das Biegen und Sägen des Abstandshalter der eigentlichen Fertigung vorgeschaltet ist. In den letzten Jahrzehnten wird zunehmend der metallische Abstandshalter durch einen elastischen Abstandshalter ersetzt. Neben der geringeren Wärmeleitfähigkeit des auf butyl-basierenden Thermoplasts sind so auch keine vorgelagerten Arbeiten mehr notwendig und Umrüstzeiten können vermieden werden. Durch die Edelgasfüllung im Scheibenzwischenraum (SZR) entstehen klimatisch induzierte Lasten auf die Scheiben, die auf den Randverbund übertragen werden. Im Vergleich zu metallischen Abstandshaltern, können Isoliergläser mit einem thermoplastischen Abstandshalter diese Bewegungen besser ausgleichen und dichten den Spalt langfristig ab. Abbildung 13 zeigt den Aufbau typischer Isolierglas-scheiben.

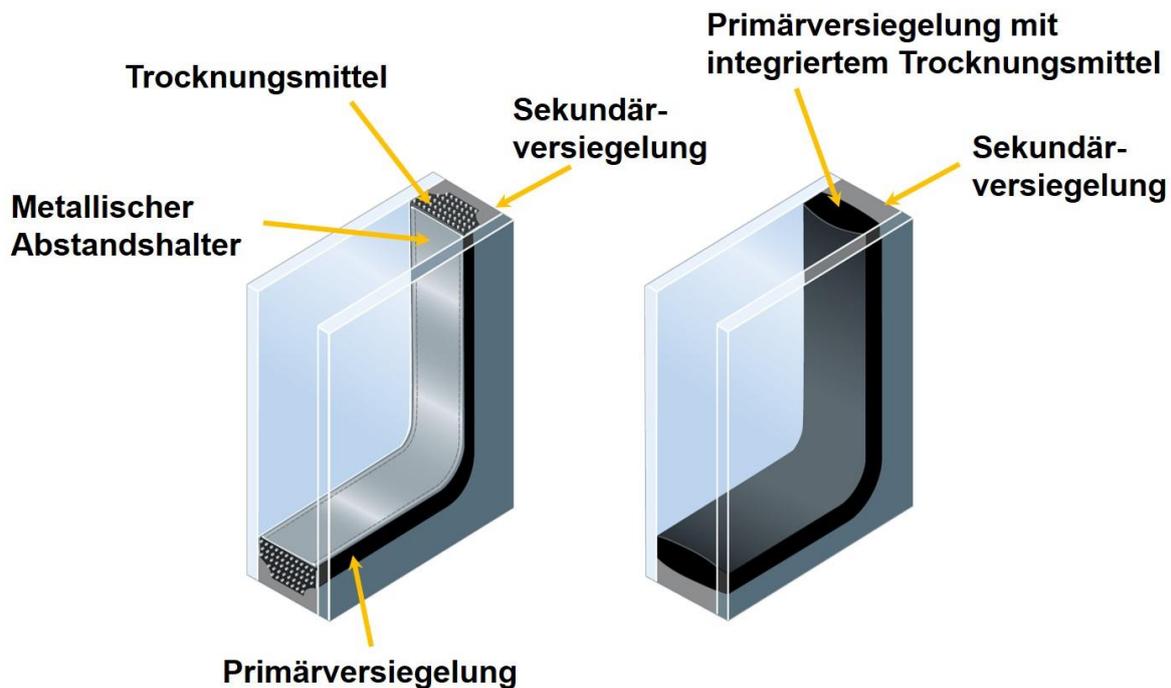


Abbildung 13: Schematischer Aufbau einer Isolierglasscheibe mit metallischen (links) und elastischen (rechts) Abstandshalter

Im Vergleich zur Kollektorproduktion ist die Isolierglasfertigung durch einen sehr hohen und durchgehenden Automatisierungsgrad geprägt, wodurch auch Taktzeiten von unter 60 s darstellbar sind. In Abbildung 14 ist eine Linie zur Herstellung von Isoliergläser mit elastischem Randverbndung dargestellt.

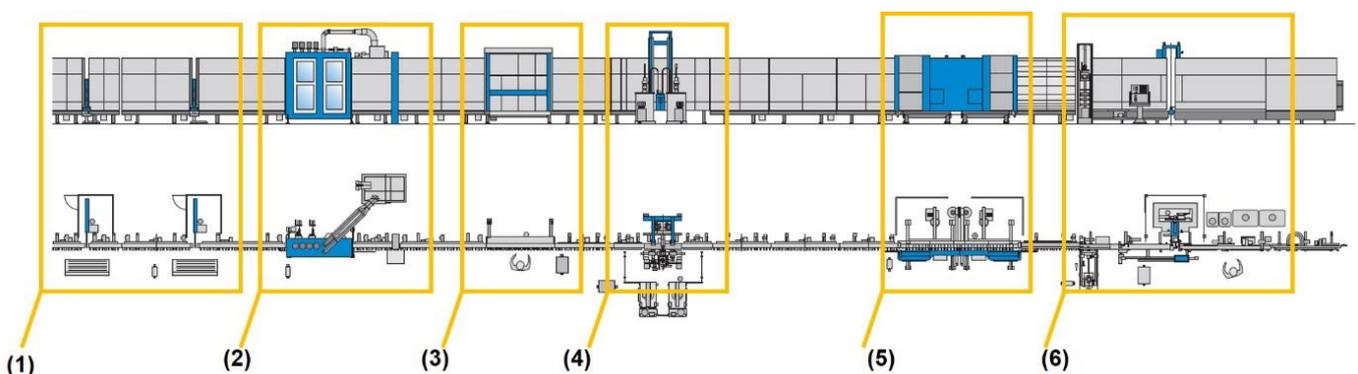


Abbildung 14: Aufbau der tps'line der Bystronic Lenhardt GmbH

Im Folgenden wird kurz der Ablauf einer 2-Scheiben-Isolierglaseinheit geschildert: Ein Roboter oder Werker legt die erste Scheibe auf das Förderband (1). Um einen reibungsfreien Transport zu gewährleisten und somit Schäden zu vermeiden, wird die Scheibe über ein Luftkissen von der Montagewand abgehoben. An der zweiten Station wird die Scheibe gereinigt (2) und anschließend zur Visierstation (3) befördert. Bevor die Glasscheibe zum Klebstoffapplikator gelangt, sind bereits die Fensterdimensionen

von Lichtschranken ermittelt worden (3). An Station 4 appliziert ein Roboter die Primärversiegelung, den sogenannten **Thermo Plastic Spacer (TPS)**. Dieser auf butylbasierender Dichtstoff dient nicht nur als Abstandshalter, sondern schließt den SZR beim späteren Zusammenbau in der Presse (5) hermetisch ab. Zu diesem Zeitpunkt ist die zweite Scheibe bereits gewaschen und auf Schäden und Verunreinigungen geprüft. Ohne Standzeiten fahren beide Scheiben in die Presse ein. Um die späteren konvektiven Wärmeverluste zu senken, wird der SZR während des Zusammenbaus mit einem Edelgas geflutet. Bevor die Isolierglaseinheit zum Aushärten gelangt, wird eine Sekundärversiegelung (Silikon) appliziert (6). Diese ist notwendig, damit mechanische Lasten über den Randverbund abgetragen werden können.

Der Fokus des vorliegenden Forschungsprojekts war es, diese Fertigungstechnik für Flachkollektoren zu adaptieren, wobei die Kollektorkonstruktion dem Fertigungsprinzip untergeordnet ist.

### **3 Kollektoren mit transparenter Wärmedämmung (TWD)**

Um einen möglichst hohen thermischen Wirkungsgrad zu erreichen, ist ein wesentliches Entwicklungsziel, die thermischen Verluste zu reduzieren. Der größte Verlust tritt dabei über die Vorderseite des Kollektors auf und wird durch  $U_f$ , der sich aus Strahlungs- und Konvektionsverlusten zusammensetzt, beschrieben. Bei vorliegendem Projekt wird, analog zum Isoliergas, der Bereich zwischen Absorber und Abdeckung hermetisch abgedichtet und beim Zusammenbau mit einem Edelgas geflutet.

Ein Ansatz zur Reduktion der vorderseitigen Verluste ist die Verwendung transparenter Isolierung, die in den meisten Fällen eine Konvektionsbremse darstellt. Abbildung 15 zeigt vier Maßnahmen, um den konvektiven Wärmeverlust auf der Kollektorvorderseite zu minimieren (Föste 2013, Platzer 1988).

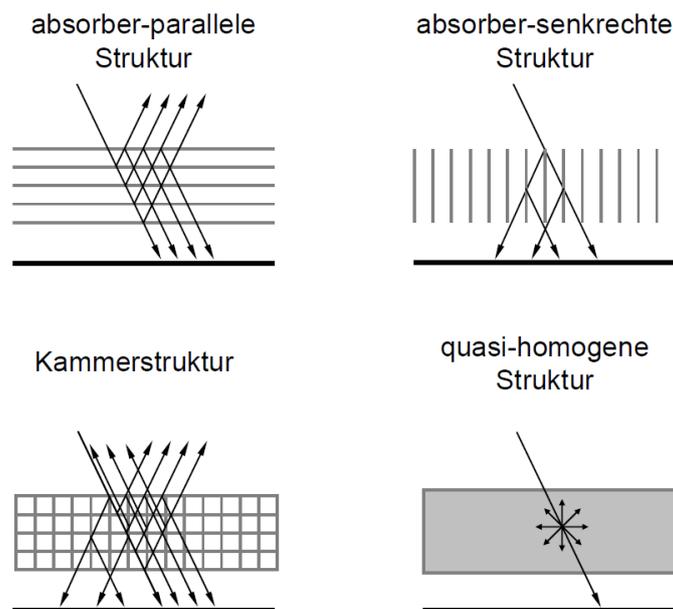


Abbildung 15: Überblick verschiedener Ansätze zur Konvektionsunterdrückung (Föste 2013)

Insbesondere die Absorber-parallelen beziehungsweise -senkrechten Strukturen werden nachfolgend beschrieben.

### 3.1 Transparente Wärmedämmung parallel zum Absorber

Der häufigste Vertreter dieser Isolierung ist der konventionelle Flachkollektor mit Einfachabdeckung. Letztlich handelt es sich bei einer transparenten Wärmedämmung, die parallel zum Absorber angeordnet ist, um mindestens eine Schicht, die (plan-)parallel zum Absorber verläuft.

Eine dänische Firma (Arcon) vertreibt einen folienisolierten Flachkollektor für Nahwärmenetze mit bis zu 12 m<sup>2</sup> Aperturfläche (Beikircher 2010, Vejen 2004). Bei diesem Kollektor wird eine hochtransparente ( $\tau = 0,95-0,96$ ) und ultraviolett beständige Kunststoffolie verwendet. Allerdings wirft die Folie wegen der thermischen Längenänderung falten, sodass die Funktion als Konvektionsbarriere nicht mehr gegeben ist. Da dieser Effekt zudem irreversibel ist, ist bei solchen Konstruktionen eine Spannvorrichtung vorzusehen. Beikircher (2010) analysierte deshalb weitere Kunststoffe. Dabei stellt sich heraus, dass ETFE eine akzeptable solare Transmission ( $\tau = 0,93-0,94$ ) und einen geringeren thermischen Ausdehnungskoeffizient aufweist. Durch die geringe Wärmeausdehnung reduzieren sich die Spannlasten auf die Folie, somit besteht ein deutlich geringeres Risiko die gespannte Folie zu zerreißen.

Ein ähnlicher Ansatz ist es, die Abdeckung als Mehrfachverglasung auszuführen. Dabei werden mindestens zwei Scheiben parallel über den Absorber angeordnet. Ein wesentlicher Nachteil dieser Konstruktion sind, neben dem hohen Eigengewicht, die

mit der Schichtanzahl steigenden Reflexionsverluste. Dieser Effekt kann über eine geeignete Anti-Reflex-Beschichtung (ARB) reduziert werden.

Ein vielversprechender Ansatz in dieser Hinsicht wurde von Föste et al. (2013) untersucht. Im Projekt „HGlas“ wurde als Abdeckung eine beschichtete Isolierverglasung als Abdeckung verwendet (Abbildung 16).

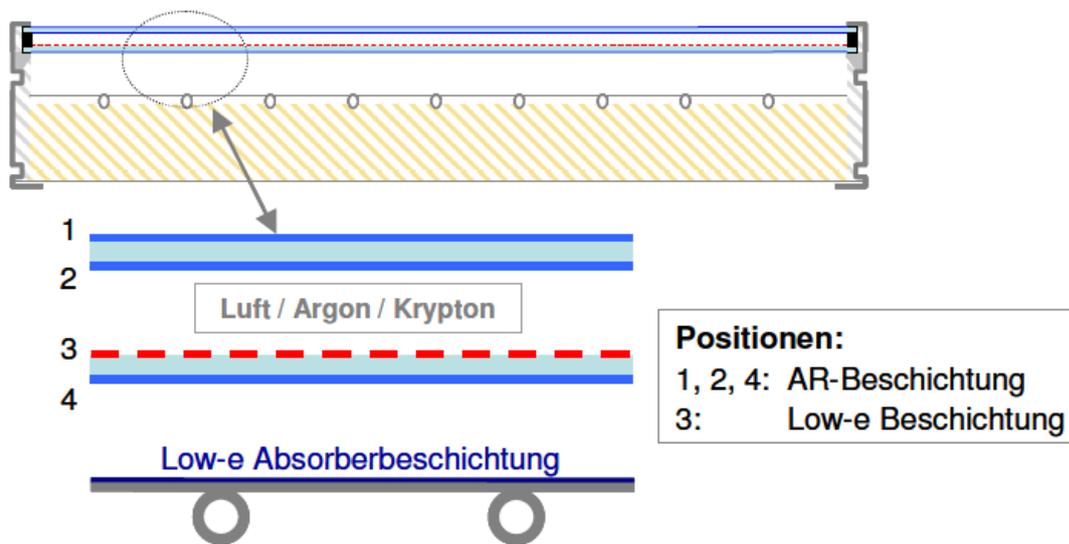


Abbildung 16: Isolierglasscheibe als Abdeckung bei einem Flachkollektor (Föste et al. 2013)

Eine sogenannte low-e (low emissivity) Beschichtung verringert neben der hochselektiven Absorberbeschichtung die Strahlungsverluste. Zusätzlich wurde auf der anderen Seite der Scheibe eine ARB aufgebracht und der SZR, wie für eine Isolierverglasung typisch, mit einem Edelgas befüllt. Ziel war es einen Kollektor zu entwickeln, mit den Vorteilen eines Flachkollektors und der thermischen Effizienz eines Vakuumröhrenkollektors. Wegen des sehr hohen thermischen Wirkungsgrads ergibt es Sinn, diesen Kollektor in der solaren Prozesswärme einzusetzen. Bei einer Einlasstemperatur von 100 °C erreicht dieser Kollektor einen etwa 20 % höheren Wirkungsgrad als ein konventioneller Flachkollektor (Abbildung 17).

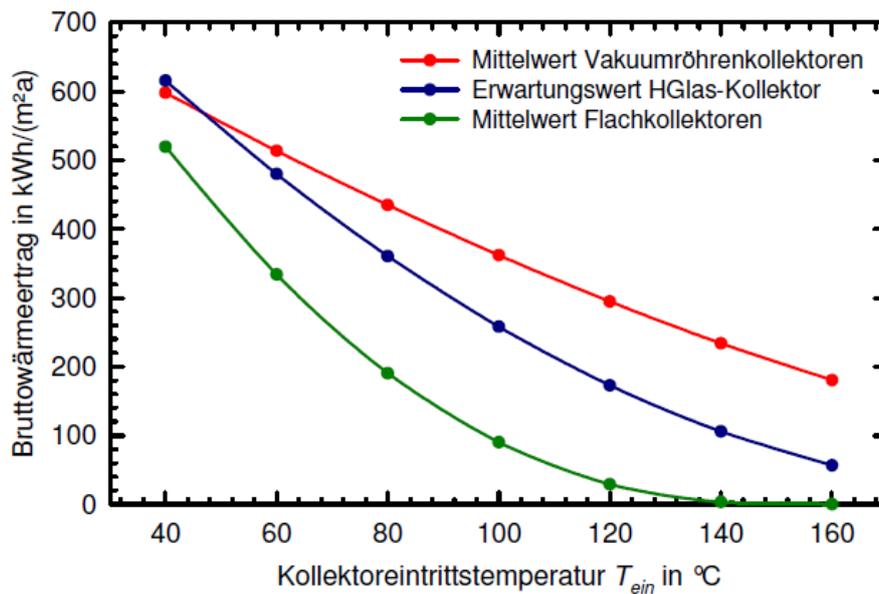


Abbildung 17: Bruttowärmeertrag verschiedener Solarkollektoren (Föste et al. 2013)

Nachteilig hingegen sind die vergleichsweise hohen Mehrkosten von 20 bis 30 %, ein relativ hohes Eigenewicht und ein dadurch erschwertes Handling bei der Installation.

### 3.2 Senkrechte Transparente Wärmedämmung rechtwinklig

Diese senkrechten Strukturen werden meist durch Kunststoffe, üblicherweise wabenförmig, ausgeführt (Abbildung 18).

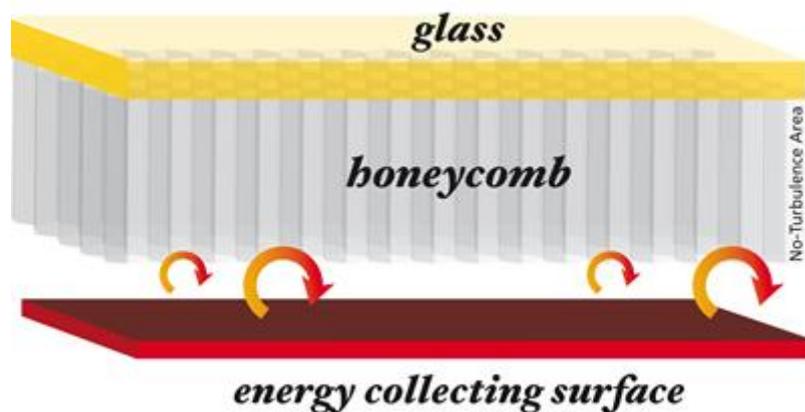


Abbildung 18: Wabenförmige Isolierung der Firma IGI, Israel (TIGI 2013)

Obwohl die konvektiven Wärmeverluste nahezu ausgeschaltet werden können (Platzer 1988) liegt der große Nachteil bei diesen Strukturen in der Materialwahl. Angesichts der hohen Temperaturen im SZR von über 100 °C und der hohen ultravioletten Strahlenbelastung über eine Kollektorlebensdauer von 20 Jahren sind kostengünstige Massenkunststoffe nicht nutzbar. Die Firma TIGI (Israel) vertreibt derzeit einen Flachkollektor mit solcher einer (wabenförmigen) Wärmedämmung. Da der verwendete

Kunststoff bei hohen Temperaturstandzeiten schnell altert beziehungsweise versagt wurde der Kollektor mit einem aktivem Kühlgerät ausgestattet. Dies resultiert in erhöhten Herstellungs- und Wartungskosten und ist ein signifikanter Nachteil des Produkts.

Obwohl es eine Vielzahl weiterer Untersuchungen (Giovanetti 2011, Rommel 1992, Symons 1979) mit verschiedenen Materialien auf diesem Gebiet gab setzte sich bislang keine durch. Größter Nachteil dieser Konstruktion sind die thermischen Materialbelastungen sowie der erhöhte Fertigungsaufwand.

### 3.3 Gasgefüllte Solarkollektoren

#### 3.3.1 Evakuierte Kollektoren mit Gasfüllung

Benz et al. (1996) analysierten gasgefüllte Flachkollektoren bei geringen Drücken (unter Umgebungsdruck). In diesem Forschungsprojekt wurde das komplette Kollektorgehäuse abgedichtet und bis auf  $10^3 - 10^4$  Pa evakuiert. Abbildung 19 zeigt die Wärmeleitfähigkeit diverser Medien bei verschiedenen Drücken.

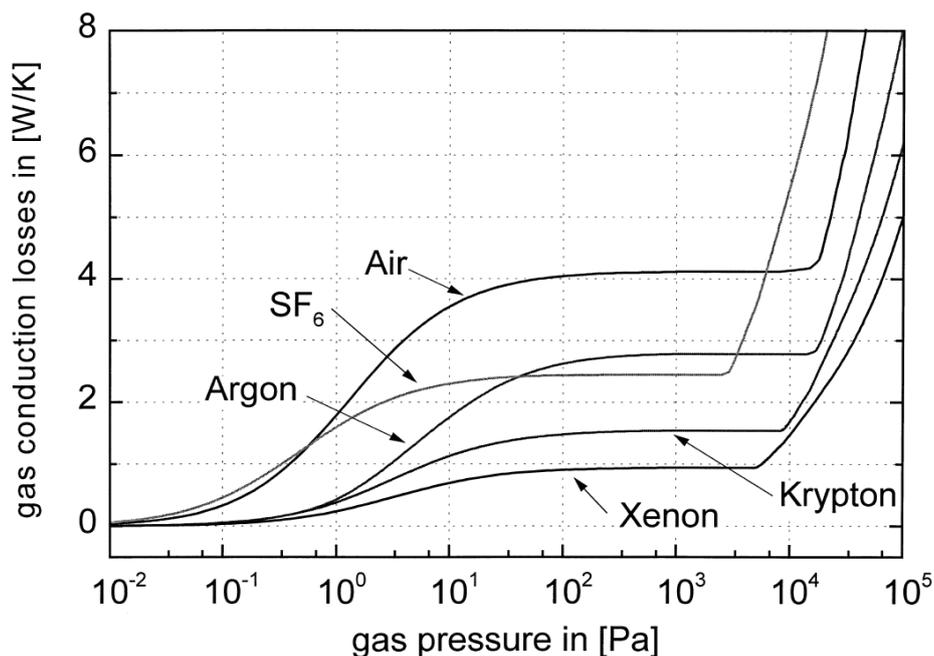


Abbildung 19: Wärmeleitung verschiedener Gase in Abhängigkeit vom Umgebungsdruck (Benz und Beikircher 1998)

Benz und Beikircher stellten fest, dass bei einem Unterdruck  $< 10^2$  Pa kein konvektiver Wärmetransport mehr auftritt. Da solche geringe Drücke nur mit sehr hohem Aufwand erreicht werden können, ist eine wirtschaftliche Umsetzung bislang nicht möglich. Vor diesem Hintergrund verfolgten Benz und Beikircher ein moderates Vakuum, um die Konvektion auf ein Minimum zu reduzieren.

Bei Drücken zwischen  $10^3$  und  $10^4$  Pa findet der Wärmeübergang fast ausschließlich durch Leitung (Teilchenkollision) statt. Um den ohnehin schon geringen Wärmeverlust weiter zu reduzieren, wurde die im Kollektorgehäuse verbleibende Luft durch Krypton ersetzt. Benz und Beikircher konnten anhand von Laborversuchen nachweisen, dass sich der konvektive Wärmeübergangskoeffizient bei dem Prototypen um bis zu 65 % im Vergleich zu konventionellen Flachkollektoren senken ließ.

Angelehnt an dem Ansatz von Benz und Beikircher kombinierten Buttinger et al. (2010) das evakuierte Kollektorgehäuse mit einem Parabolrinnenreflektor (Compound Parabolic Collector - CPC). Da der geringe Druck im Kollektorgehäuse eine sehr hohe mechanische Last auf die Komponenten ausübt, insbesondere auf die Abdeckung, sind spezielle Auflager notwendig. Diese Lagerung verhindert, dass sich die Abdeckung konkav in Richtung Absorber verformt (Abbildung 20).

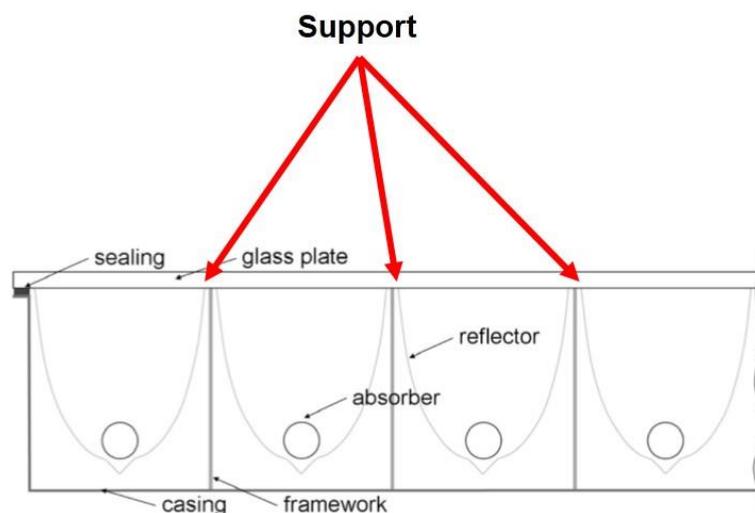


Abbildung 20: Schnittdarstellung eines evakuierten CPC-Kollektors (Buttinger et al. 2010)

Ein wichtiges Kriterium bei derartigen Ansätzen ist die hermetische Versiegelung des Kollektorgehäuses. Buttinger et al. verwendeten, wie auch im vorliegenden Projekt, eine 2-stufige Klebstoffapplikation aus Primär- und Sekundärversiegelung. Allerdings konnten keine endgültige Einschätzung zur Eignung der Klebetechnik bei Drücken unter 100 Pa abgegeben werden. Nichtsdestotrotz ist dieser Ansatz sehr vielversprechend, so konnten Wirkungsgrade über 50 % bei mittleren Fluidtemperaturen von 150 °C getestet werden. Diese Effizienzsteigerung muss sich über deutlich höhere Material- und Produktionskosten rechtfertigen.

Aus den Forschungsarbeiten von Benz und Beikircher ging ein marktverfügbarer Kollektor hervor (Abbildung 21).

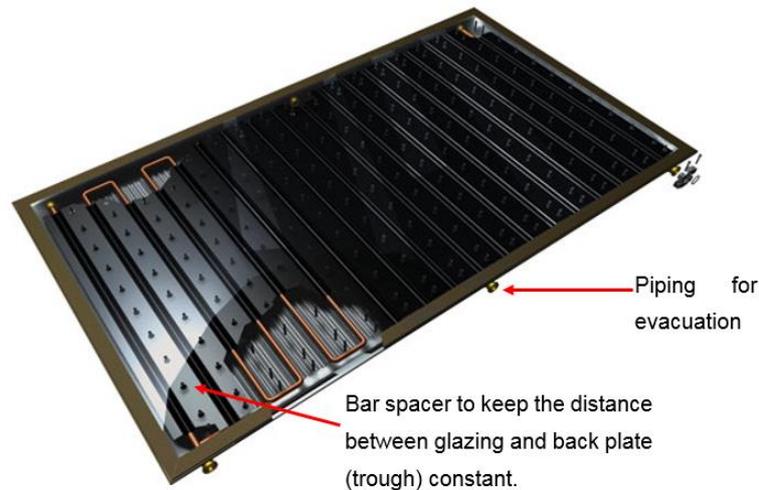


Abbildung 21: Evakuierter mit Krypton gefüllter Flachkollektor der Firma Thermo|Solar, Deutschland (Thermo|Solar 2013)

Nachteilig bei diesem Konzept ist, dass die Kollektorkonstruktion, insbesondere des Absorbers und des Gehäuses, vergleichsweise komplex ist. Um eine Durchbiegung der Glasscheibe in Richtung Absorber zu vermeiden, sind Abstandshalter in der Kollektorwanne angebracht, die den Absorber durchdringen und die Glasscheibe abstützen. Dies führt letztlich zu einem unverhältnismäßig hohen Aufwand in der Fertigung und demzufolge auch zu höheren Kosten. Ferner zeichnen sich Standard-Flachkollektoren durch die geringen beziehungsweise nicht vorhandenen Wartungskosten aus. Dieser Kollektor muss periodisch re-evakuiert und anschließend wieder mit Gas befüllt werden.

### 3.3.2 Gasgefüllte Kollektoren bei Umgebungsdruck

Ein weiterer Ansatz zur Reduzierung der Konvektionsverluste ist es, den Bereich zwischen Absorber und Abdeckung bei Umgebungsdruck mit einem geeigneten Gas zu fluten. Vestlund et al. (2009) untersuchten die thermische Leistungsfähigkeit eines gasgefüllten Flachkollektors bei Umgebungsdruck. In dieser Arbeit wurden verschiedene Einflussgrößen, wie etwa Medium und Aufständigungswinkel, auf die thermische Effizienz analysiert. Basierend auf dieser Simulationsstudie konnte ein um 20 % reduzierter Gesamtwärmeverlustkoeffizient  $U_t$  nachgewiesen werden. Anhand der Konvektionstheorie nach Hollands (1975) leiteten Vestlund et al. ab, dass sich bei einem geringen Abstand zwischen Absorber und Abdeckung der Flachkollektor effizienter betreiben lässt und durch die geringere Bauhöhe ästhetische Ansprüche erfüllt werden können.

Da der Kollektor unter Umgebungsbedingungen befüllt wird, kommt es im hermetisch dichten Bereich während des Kollektorbetriebs zu einer Druckänderung, die wiederum

von der Temperatur des Mediums abhängt (Vestlund 2013). Laut Vestlund et al. sollte diese Druckänderung durch die Abdeckung und den Absorber, die sich membranartig verformen, ausgeglichen werden. Der Vorteil in diesem Ansatz ist, dass kein zusätzliches kostenintensives Bauteil, wie etwa ein Ausdehnungsgefäß, notwendig ist.

## 4 Projektbeschreibung

Bei vorliegendem Forschungsprojekt wurde ein Flachkollektor entwickelt der sich vollautomatisiert auf einer bestehenden Fertigungslinie für Isoliergläser fertigen lässt. Das Projekt gliederte sich in 3 Teilprojekte (Abbildung 22).



Abbildung 22: Darstellung der drei Teilprojekte von TPS-Kollektorfertigung

Teilprojekt (TP) 1 umfasste eine Literaturrecherche, um im späteren Projektverlauf eine Machbarkeitsstudie zu einem gasgefüllten Kollektor durchzuführen. In diesem Arbeitspaket erfolgten Überschlagsrechnung, um die Lasten auf die Konstruktion abschätzen zu können. Die Erkenntnisse daraus dienten als Grundlage für die ersten Parametersimulationen eines gasgefüllten Kollektors. Ferner wurden verschiedene Absorbertypen, wie etwa Blech-Rohr-Absorber mit Harfen- oder Mäanderverrohrung, aber auch Rückwandkonzepte hinsichtlich deren Vor- und Nachteile analysiert und bewertet. Um die im Projektverlauf gefertigten ersten Muster zu testen, wurde ein Outdoor-Prüfstand entwickelt und aufgebaut.

Im zweiten TP arbeiteten die Projektpartner an der Weiterentwicklung der TPS-Fertigungstechnik, um solarthermische Flachkollektoren auf der bestehenden Produktionsanlage herstellen zu können. Dabei galt es, Fertigungsparameter der Maschinen an die Kollektorkonstruktion und das Material anzupassen, um im späteren Verlauf eine komplette Prozesskette abzuleiten. Der entwickelte Fertigungsprozess wurde mittels zwei Serien von Funktionsmustern validiert.

Die Bystronic Lenhardt GmbH erarbeitete verschiedene Konzepte von Fertigungslinien, die sich im Automatisierungsgrad (minimal, mittel, maximal) unterscheiden, aus.

Aus diesen Konzepten entstanden letztlich drei ausgearbeitete Varianten der TPS-Produktionslinie – tps'Low, tps'Mid und tps'High. Auf Basis der Konzepte erfolgten unter anderem die Berechnung der Investitionskosten, die Kollektordurchlaufzeit und der Personalaufwand. Damit eine wirtschaftliche Bewertung der Fertigungstechnik möglich war, wurde im Projekt ein Kostenkalkulationsprogramm entwickelt. Diese Software ermöglicht es anhand relevanter Parameter der Kollektorkonstruktion und der jeweiligen Fertigungslinie die Gesamtkosten pro Kollektor zu berechnen und einen Vergleich mit einer konventionellen Fertigungslinie zu ziehen.

## 4.1 TPS-Kollektor

Ähnlich wie bei einer Isolierglaseinheit, wird über eine Klebeverbindung die Glascheibe mit dem Absorber hermetisch dicht verbunden. Ziel war es, die Primärversiegelung direkt auf den Absorber zu applizieren und den Bereich zwischen Absorber und Abdeckung mit Argon zu fluten. Um Kosten zu sparen und eine möglichst hohe thermische Effizienz zu erreichen, galt es, den Abstand zwischen Absorber und Abdeckung zu minimieren. Auf der Absorberrückseite wurde unter anderem eine gedämmte Rückwand appliziert, die ein Kollektorgehäuse ersetzt. Abbildung 23 zeigt den schematischen Aufbau eines TPS-Kollektors.

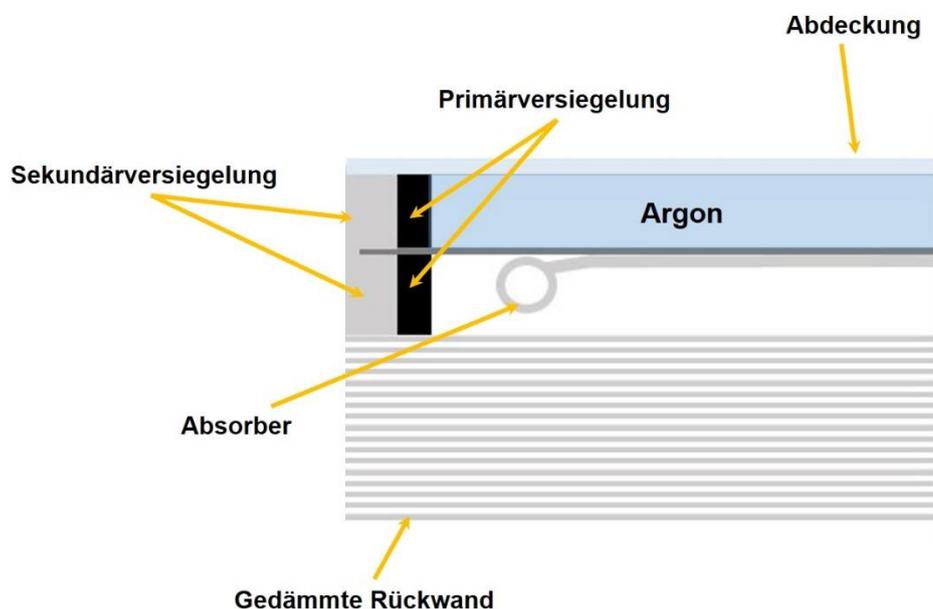


Abbildung 23: Schematischer Aufbau des TPS-Kollektors

Analog zur Isolierglasfertigung, besteht die Primärversiegelung aus einem Dichtstoff, dem sogenannten Thermo Plastic Spacer (TPS), und einer auf silikonbasierenden Sekundärversiegelung. Der Dichtstoff sorgt für einen konstanten Abstand zwischen Ab-

sorber und Abdeckung und schließt zugleich diesen Bereich hermetisch ab. Im Gegensatz zu konventionellen Flachkollektoren werden negative Umwelteinflüsse, wie etwa Staub oder Kondensatbildung, vermieden. Die Restfeuchte im SZR zum Zeitpunkt der Produktion wird über ein integriertes Trocknungsmittel von der Primärversiegelung aufgenommen. 1998 wurden in einer Task Alterungseffekte in solarthermischen Kollektoren analysiert. Im Rahmen dieser Task beschäftigte sich das Fraunhofer Institut für Solarenergie (ISE) mit dem Mikroklima in belüfteten Kollektoren (Köhl 1998). In dieser Studie wurde ein Modell zur Analyse des Mikroklimas im Kollektor entwickelt, um anschließend Konstruktionsrichtlinien daraus abzuleiten (Holck et al. 2003). Laut Holck et al. (2003) und Köhl (1998) hat das Klima im Kollektor eine beträchtliche Wirkung auf die Beständigkeit der verbauten Komponenten. Einen besonders relevanten Degradationseinfluss haben in diesem Zusammenhang hohe Temperaturstandzeiten, aber auch die Feuchtigkeit im Kollektorgehäuse. Das Kondensat schlägt sich auf die Abdeckung nieder und in manchen Fällen auf die Absorberoberfläche. Dies ist zunächst ein ästhetischer Mangel, der allerdings die Korrosion begünstigt und so dauerhaft die Antireflexionsschicht der Abdeckung oder die sensible Absorberbeschichtung schädigt. Durch eine korrekte Ausführung der Ventilation bei Kollektoren kann dies verhindert werden. Bei hermetisch dichten Flachkollektoren hingegen gibt es ein derartiges Problem nicht.

Ferner wurde in der Studie festgestellt, dass eine hohe Feuchtigkeit die rückseitigen Kollektorverluste ansteigen lässt. Die Isolierung, meist Mineralwolle, nimmt die Feuchtigkeit auf, wodurch die Wärmeleitfähigkeit stark ansteigt (Abbildung 24).

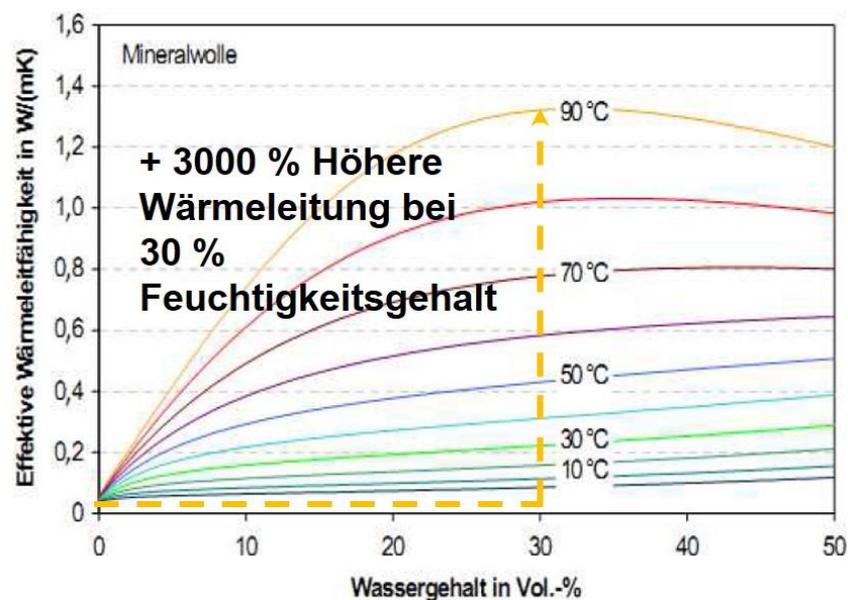


Abbildung 24: Wärmeleitfähigkeit von Mineralwolle in Abhängigkeit der Feuchtigkeit (cf. Beikircher 2013)

Diese Problematik kann mit einem hermetisch dichten Flachkollektor umgangen werden.

## 5 Mechanische Simulation

Vestlund et al. (2012b) untersuchten in einem theoretischen Ansatz die Absorberdeformation sowie die mechanischen Spannungen bei hermetisch dichten Flachkollektoren. Im Rahmen der Arbeit wurde ein Finite-Elemente (FE) Modell eines Absorbers aufgebaut, um die mechanischen Lasten zu analysieren. Das Simulationsmodell bestand aus einem wannenförmigen Blech-Rohr-Absorber der an den Kanten mit einer Abdeckung (Solarglas) verbunden war. Eine Modellierung des elastischen Randverbunds fand nicht statt. Stattdessen wurde der Absorber über eine starre Lagerung an die Abdeckung fixiert. Darüber hinaus gingen Vestlund et al. von einer gleichmäßigen Verformungen des Absorbers aus, da im Modell Symmetrien genutzt wurden.

In dieser Studie wurden Gastemperaturen von 300 K bis 500 K simuliert, allerdings wurde die thermische Expansion der Kollektorkomponenten, insbesondere die des Absorbers, ignoriert. Ferner wurde in der Publikation nicht darauf hingewiesen, ob geometrische Nichtlinearitäten berücksichtigt wurden. Angesichts der Ergebnisse ist von einem geometrisch-linearen Rechenansatz auszugehen. Fraglich ist auch die Validierung von Vestlund et al. (2012), da keine weiteren Informationen hierzu vorhanden sind. Darüber hinaus decken sich die erhobenen Ergebnisse nicht mit den eigenen Daten. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass diese Vorarbeit erste Grundlagen geschaffen hat. Es können aber keine weiteren Schlüsse zur Kollektorkonstruktion oder Umsetzung gezogen werden.

Beim vorliegenden Projekt wurde deshalb ein FE Modell aufgebaut, das den elastischen Randverbund zwischen Absorber und Abdeckung, die Absorberdeformation aufgrund der Druckvariation sowie die thermischen Längenänderung berücksichtigt. Im Rahmen der Machbarkeitsstudie „Gasgefüllter Flachkollektor“ wurde dieses Modell validiert. Es wurden zwei Rechenansätze, geometrisch linear beziehungsweise geometrisch nicht-linear, mit Laborergebnissen validiert sowie eine Handlungsempfehlung aus den Ergebnissen abgeleitet.

### 5.1 Aufbau des FE-Kollektormodells

Abbildung 25 zeigt das FE Modell eines Harfenabsorbers mit elastischem Randverbund und Abdeckung.

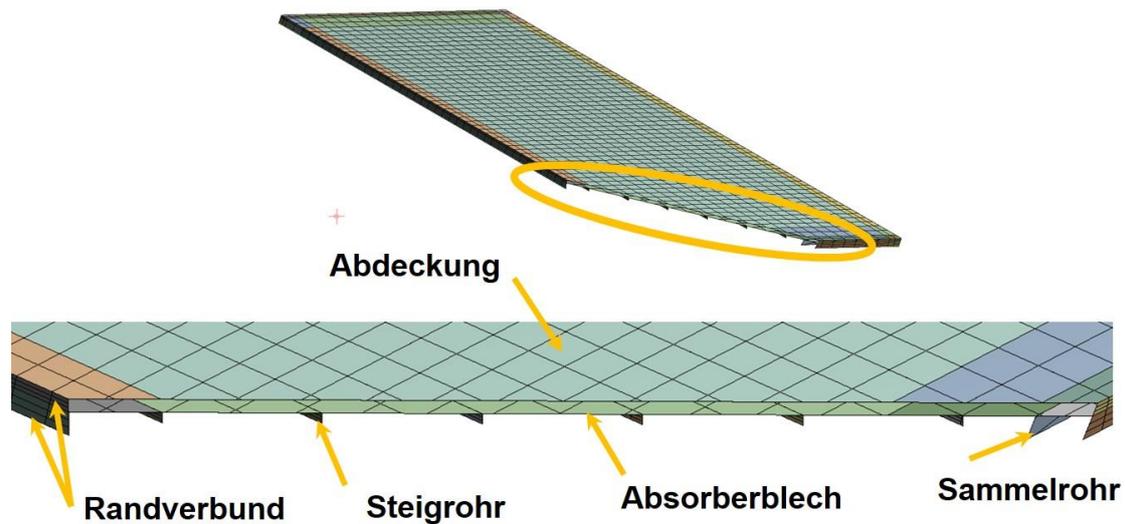


Abbildung 25: Detailbild des FE-Modells

Zunächst wurden die geometrischen Daten des Kollektors in einer CAD-Umgebung als Flächenmodell aufgebaut und anschließend in das FE Programm implementiert. Während der Validierung stellte sich heraus, dass es notwendig war, zwei Modelle aufzubauen. Beim „idealen“ Modell wurde ein zur Abdeckung planparalleler Absorber zugrunde gelegt, wobei beim „realen“ Absorber die werksseitigen Auslenkungen aus der Ideallage berücksichtigt wurden. Diese initialen Störungen wurden mittels Messungen im Labor bestimmt.

Für die FE Simulation wurden Schalenelemente verwendet. Es wurde davon ausgegangen, dass sich das Material nur elastisch verformt. Ferner wirkt das Schwerfeld der Erde unter einem Winkel von  $45^\circ$  auf den Kollektor.

Die Ausgangs- und Kollektorparameter sowie die Materialeigenschaften sind in Tabelle 3 zusammengeführt.

Tabelle 3: Zusammenfassung der Randbedingungen

<b>Umgebungsbedingungen</b>		
Druck	100	kPa
Temperatur	295	K
<b>Materialeigenschaften</b>		
Elastizitätsmodul – Abdeckung	70	GPa
Querkontraktionszahl – Abdeckung	0,23	-
Elastizitätsmodul – Aluminium	70	GPa
Querkontraktionszahl – Aluminium	0,33	-
Thermischer Ausdehnungskoeffizient – Aluminium	$23 \cdot 10^{-6}$	K <sup>-1</sup>
<b>Geometrische Parameter</b>		
Absorberblechstärke – Aluminium	0,5	mm
Absorberlänge	1825	mm
Absorberbreite	1100	mm
Finnenbreite – $w_{fin}$	109	mm
Außendurchmesser – Steigrohr	8	mm
Wandstärke – Steigrohr	0,4	mm
Außendurchmesser – Sammelrohr	18	mm
Wandstärke – Sammelrohr	0,8	mm

## 5.2 Vereinfachungen

Obwohl sich im Kollektorbetrieb ein Temperaturgradient in Längs- und Querrichtung des Absorbers einstellt, wurde dies nicht berücksichtigt und von einer uniformen Absorbertemperatur ausgegangen. Die Verrohrung wurde als Balken modelliert. Dies lässt sich insofern rechtfertigen, da der Querschnitt der Balken so gewählt wurde, dass das Biegesteifigkeitsmoment und die Höhe den Dimensionen der Steig- beziehungsweise Sammelrohre entspricht.

Diese Vereinfachung erleichtert das Vernetzen und resultiert in einem gleichen Biegeverhalten mit korrekten Maximalspannungen.

Die Verbindungen zwischen Sammel- und Steigrohr wurden nicht explizit modelliert. Da dieser Übergang einer hohen mechanischen Belastung ausgesetzt ist, sollten im Zuge einer Produkteinführung die Schweißverbindungen detaillierter analysiert werden. Ferner wurde davon ausgegangen, dass sich der Absorber frei zur Rückseite verformen kann (Abbildung 26).

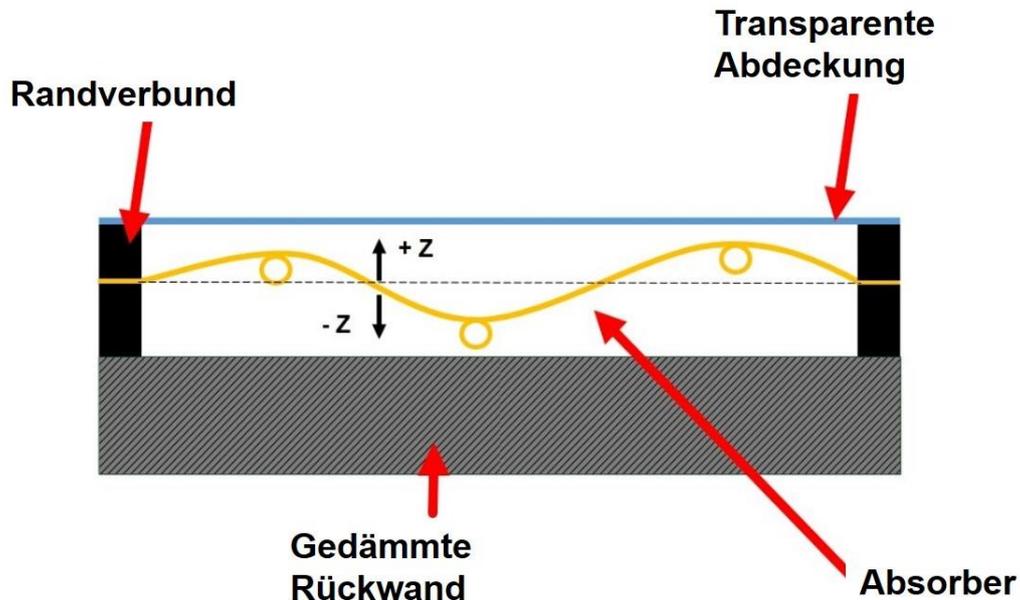


Abbildung 26: Vereinfachte Darstellung der Absorberdeformation

Aufgrund des geringen Temperaturgradienten der Abdeckung und dem geringen thermischen Ausdehnungskoeffizient von Solarglas ist die thermische Längenänderung der Scheibe vernachlässigbar gering. Bei einem Temperaturhub von 40 K ist die thermische Längenänderung kleiner als 0,5 mm. Für die Simulation wurden die Materialeigenschaften von Einscheibensicherheitsglas (ESG) verwendet.

Da der Absorber an allen vier Seiten gelagert ist und die thermische Längenänderung berücksichtigt wird, kann es zum Beulen des Absorbers kommen (Abbildung 27).

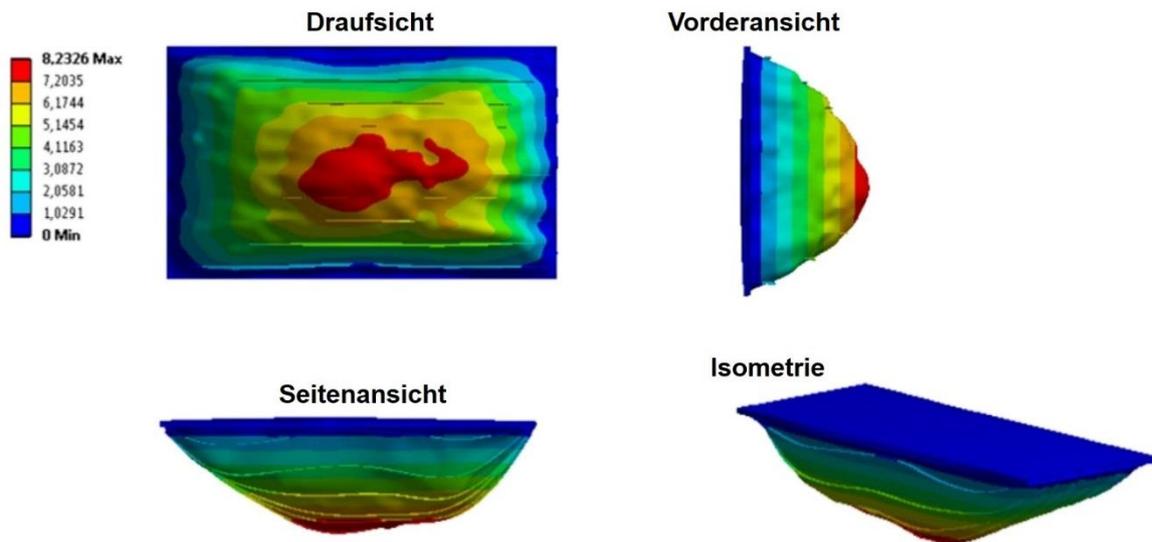


Abbildung 27: Deformationsplot des Kollektors bei 20-facher Verstärkung

Dies kann wiederum zu einer asymmetrischen Absorberverformung führen, weshalb keine Symmetrien in der Modellierung genutzt wurden.

Ein lineares FE-Modell behält über die komplette Berechnung die Steifigkeitsmatrix des unverformten Zustands bei. Im Gegensatz dazu wird bei einem geometrisch nicht-linearen Rechenansatz die Steifigkeit schrittweise neu berechnet. Abbildung 28 zeigt schematisch diesen Zusammenhang.

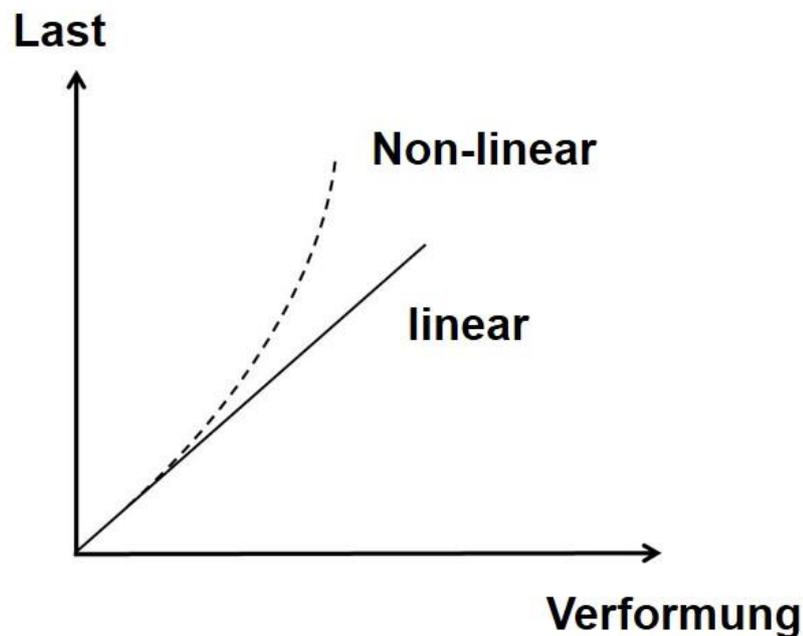


Abbildung 28: Vereinfachte Darstellung von geometrisch linearem beziehungsweise geometrisch nicht-linearem Rechenansatz

Insbesondere bei „großen“ Verformungen ergeben sich bei geometrischer Linearität erhebliche Abweichungen zwischen Realität und Simulation, da entweder die Last beziehungsweise die Verformung überbewertet wird.

Zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens des Absorbers ist die Plattentheorie zu verwenden. In diversen Veröffentlichungen gibt es ähnliche Vergleichsrechnungen zwischen einem geometrisch linearen oder nicht-linearen Ansatzes (Klein 2011); (Raecke 2013). Feldmeier (1984, 1996) analysierte das mechanische Verhalten einer gasgefüllten Isolierglaseinheit, die letztlich dem Aufbau des TPS-Kollektors ähnelt. In Versuchen und Simulationen konnte Feldmeier nachweisen, dass bei Verformungen, die die Plattenstärke überschreiten, Fehler von mehr als 100 % auftreten. Dies deckt sich mit der Kirchhoff'schen Plattentheorie, bei der kleine Verformungen, das heißt geringer als die Plattenstärke, als noch linear anzunehmen sind. Im Forschungsprojekt konnten Verformungen von mehr als dem 20-fachen der Absorberstärke festgestellt werden. Beide Ansätze wurden deshalb verglichen und bewertet.

### 5.3 Messmethode

Zur Validierung der FE-Simulation wurden mehrere Funktionsmuster gefertigt und anschließend in umfangreichen Labortests untersucht. Bei den Messungen wurden das Expansionsvolumen und die Verformung des Absorbers gemessen. Das Expansionsvolumen beschreibt die Volumenänderung aufgrund der Absorberverformung (Abbildung 29).

#### Unbelasteter Absorber

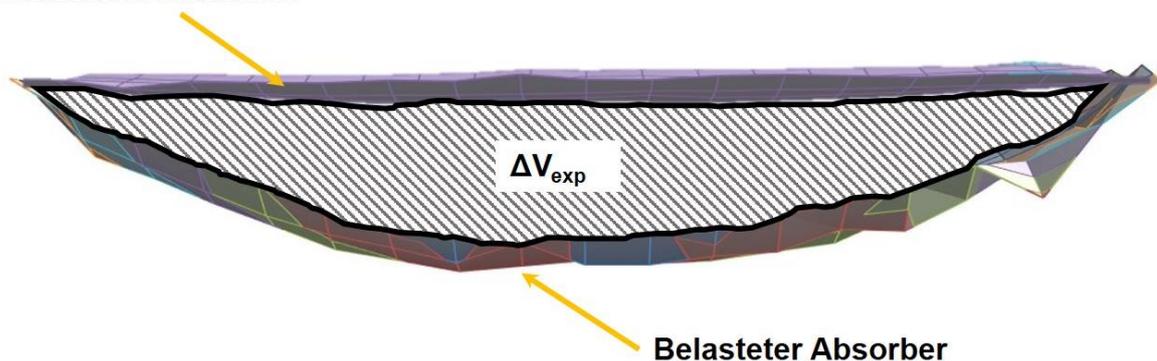


Abbildung 29: Änderung des Volumens im SZR aufgrund thermischer und mechanischer Lasten als Referenzgröße

Um die Verformungen in bestimmten Kollektorbetriebspunkten zu bestimmen, wurde die Rückwand des Kollektors entfernt und eine Messmatrix auf die Absorberrückseite, insgesamt 323 Punkte, aufgetragen (Abbildung 30).

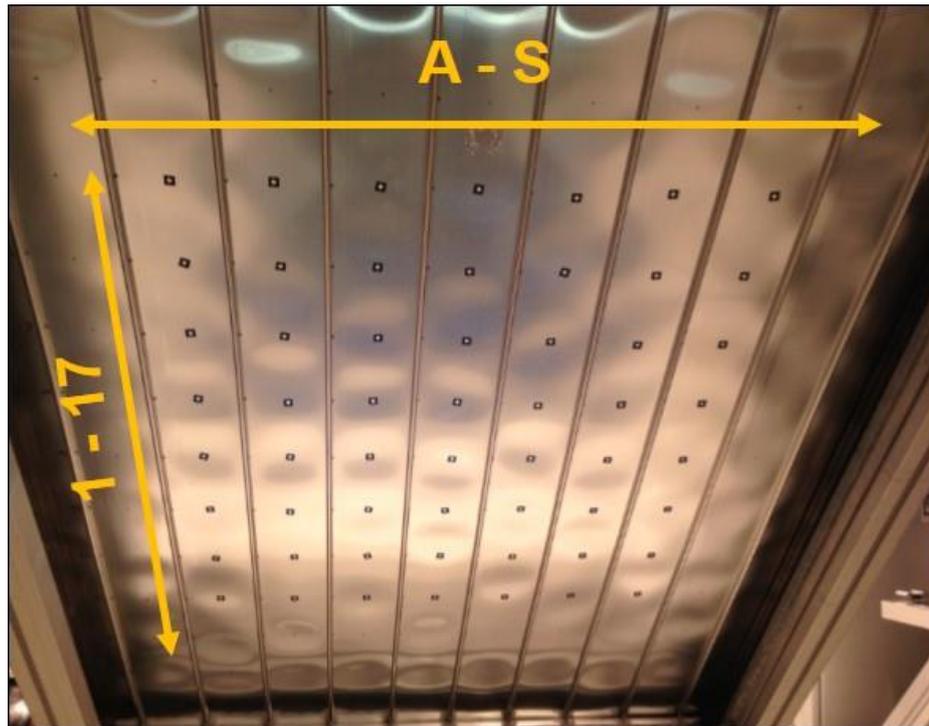


Abbildung 30: Messmatrix auf der Absorberrückseite

Die Verformungsmessung wurde in der Mitte der Finne und direkt neben den Steigrohren genommen (Abbildung 31).

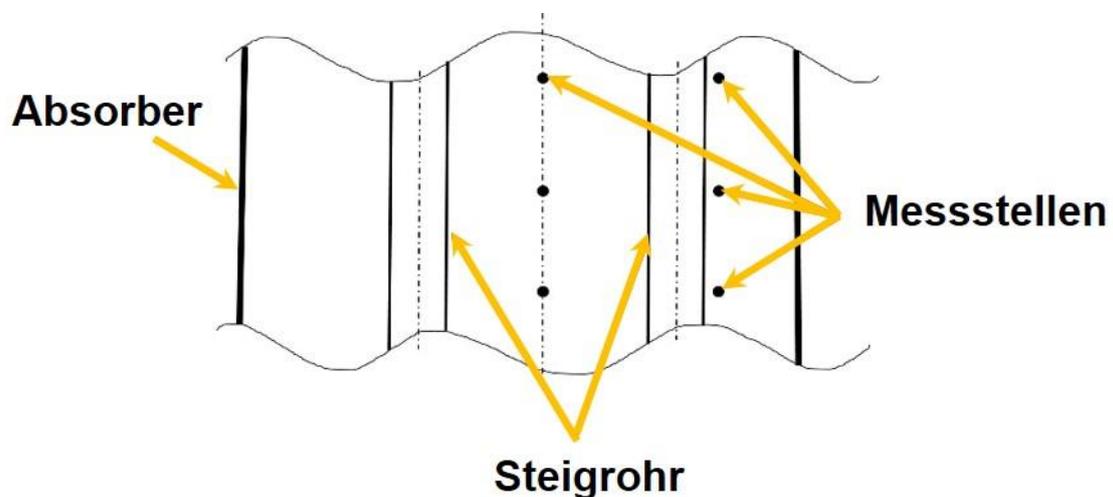


Abbildung 31: Detaildarstellung der Messpunkte an der Absorberrückseite

Bei der Messung wurde davon ausgegangen, dass sich der Absorber lediglich in Z-Richtung verformt. Die Koordinaten der Punkte wurden für jeden Test zweimal gemessen – bei Umgebungsbedingungen und im Kollektorbetrieb. Über die Größen  $\Delta V_{\text{exp}}$  und  $T_g$  kann auf den Druck im SZR geschlossen werden.

Die Z-Koordinate der Messpunkte wurde über einen digitalen Messschieber erfasst, der auf einer fixen Schiene parallel zum Absorber ausgerichtet war. Dieses angewandte Messverfahren wurde zunächst mit einem hochpräzisen optischen Messsystem (Typ PONTOS, Fa. GOM) gegen geprüft (Abbildung 32).

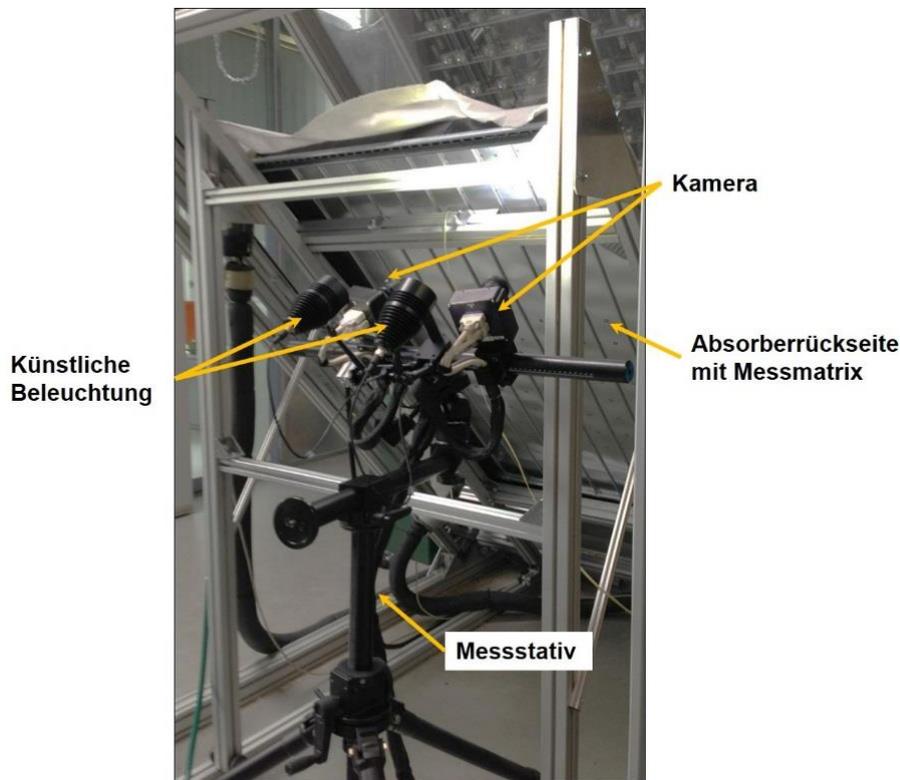


Abbildung 32: Optisches Präzisionsmessgerät zur Validierung der manuellen Messtechnik

Der Vergleich zeigte bei einer Unsicherheit von  $\pm 0,85$  l, bezogen auf  $\Delta V_{\text{exp}}$ , nur eine geringe Messgenauigkeit. Während der Messung wurde die Temperatur auf 2/3 der Kollektorlänge mittig auf der Abdeckung und dem Absorber gemessen.

Zur Validierung wurden die beiden Einflussgrößen, die thermische Längenänderung des Absorbers und die Druckänderung im SZR, entkoppelt einzeln betrachtet. Über den Randverbund des Funktionsmusters wurde ein Differenzdrucksensor angeschlossen, sodass der Druck im SZR gemessen werden konnte. Wurde der Sensor nicht angeschlossen, war der Kollektor nicht mehr hermetisch dicht, sodass stets ein Druckausgleich mit der Umgebung stattfinden konnte. Im Scheibenzwischenraum wurden verschiedene Drücke ohne künstliche Bestrahlung aufgebracht, sodass die Absorberverformung nur aufgrund einer Druckänderung gemessen werden konnte. Um nur die Auswirkung der thermischen Längenänderung zu bestimmen, wurde der Kollektor bei Umgebungsdruck (mit offenem SZR) bestrahlt und die Deformation an der Absorberrückseite gemessen.

## 5.4 Ergebnisse

Zunächst wurden im SZR verschiedene Überdrücke, zwischen 43 und 170 Pa, aufgebracht und über den Differenzdrucksensor hermetisch verschlossen. Anschließend wurde über das erläuterte Messverfahren die Absorberdeformation gemessen und auf das Expansionsvolumen zurückgeschlossen. Abbildung 33 zeigt den Vergleich zwischen Messung und Simulation.

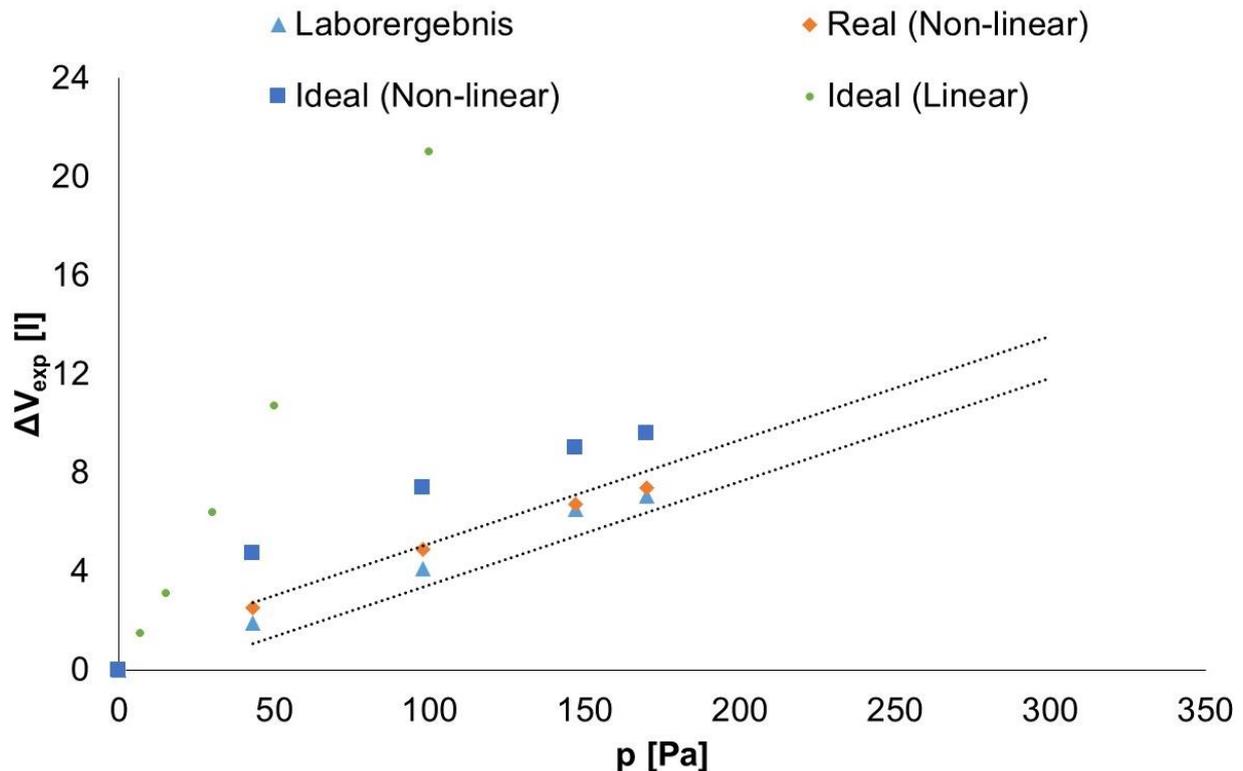


Abbildung 33: Abhängigkeit zwischen Druck und Expansionsvolumen. Vergleich von Labormessungen und Simulationsergebnissen

Wie zu erwarten war, korreliert das lineare Idealmodell sehr schlecht mit der Messung, da die Verformungen recht groß sind. Das nicht-lineare, ideale Absorbermodell ist hingegen bereits in deutlich besserer Übereinstimmung zur Labormessung. In sehr guter Korrelation zur Messung ist die Simulation des Absorbers mit den initialen geometrischen Störstellen (nicht-lineares, reales Modell), wie Abbildung 33 zeigt (orange Raute).

Auch die Biegelinie in der Absorbermitte des realen Absorbermodells ist in einer sehr guten Übereinstimmung zum Messergebnis (Abbildung 34).

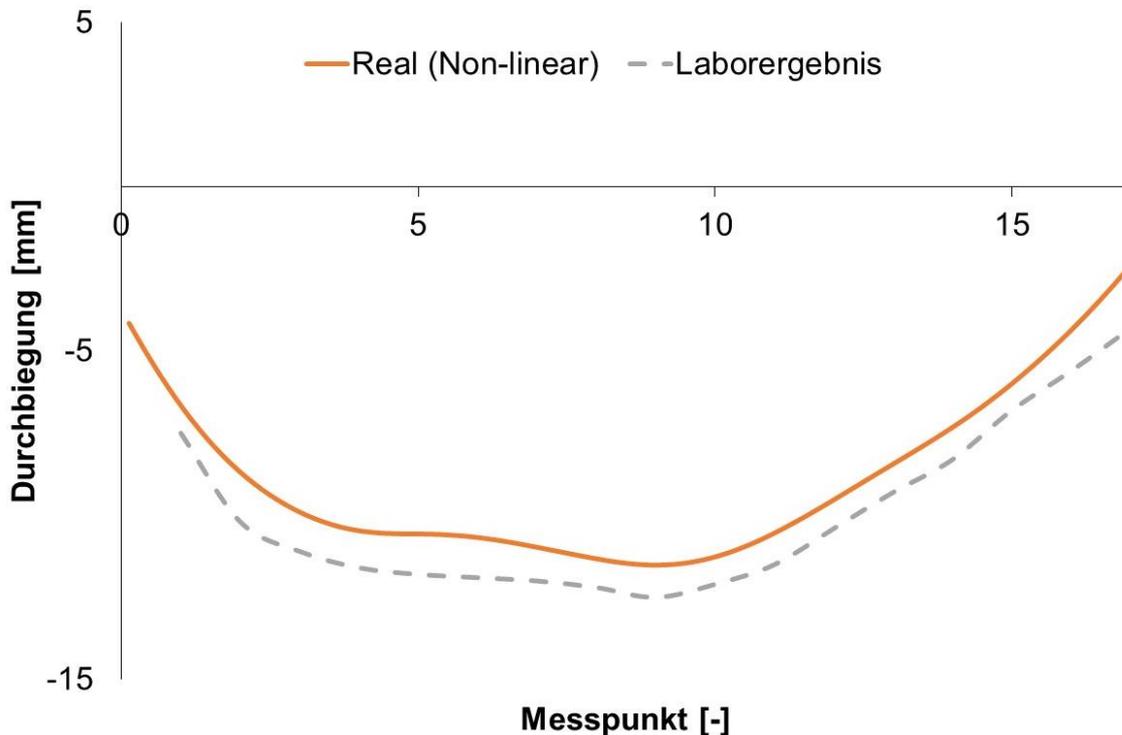


Abbildung 34: Sehr gute Korrelation zwischen gemessener und simulierter Biegelinie bei 170 Pa

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass für geringe Drücke bis zu 10 Pa der lineare Rechenansatz hinreichend genaue Ergebnisse liefert. Bei größeren Verformungen ist ein lineares Rechenmodell nicht mehr ausreichend, da die Spannungen beziehungsweise Verformungen überschätzt werden. Das nicht-lineare FE Modell liefert bei jedem Druck von Anfang an realistische Ergebnisse, allerdings bei deutlich höheren Rechenzeiten. Im Vergleich zu den Messergebnissen zeigt das ideale Absorbermodell ein weniger steifes Verhalten. Werden allerdings die werksseitigen Verformungen in der Simulation berücksichtigt, ist im Rahmen der Messgenauigkeit keine relevante Abweichung zwischen Messung und Simulation mehr festzustellen.

Abbildung 35 zeigt die Korrelation zwischen Simulation und Labormessung hinsichtlich der thermischen Ausdehnung, also bei Umgebungsdruck und künstlicher Strahlung.

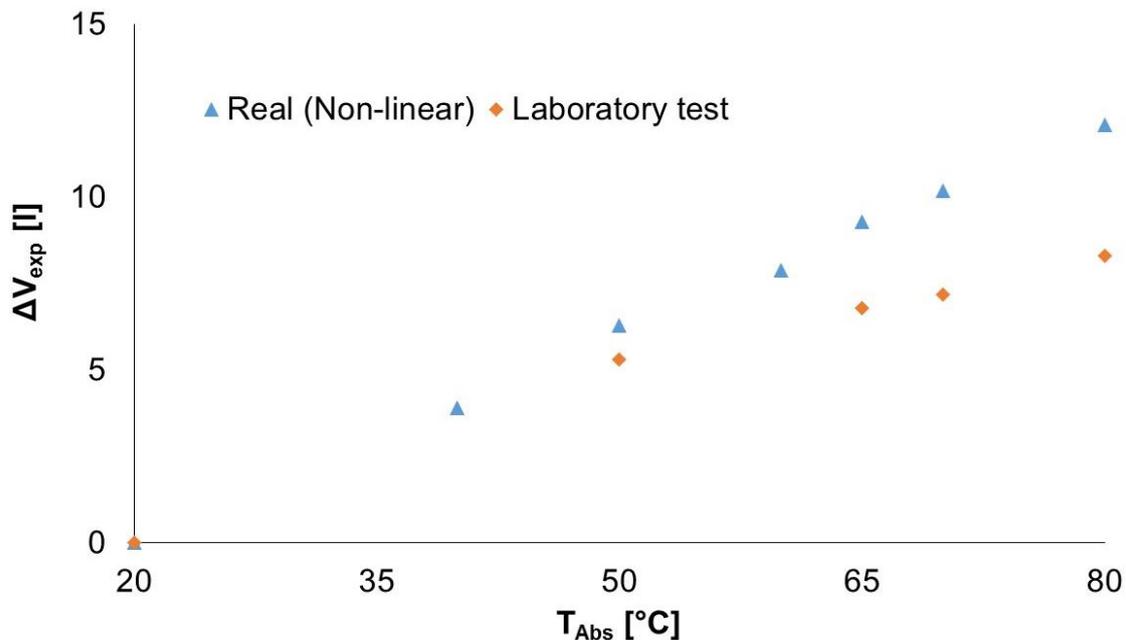


Abbildung 35: Expansionsvolumen in Abhängigkeit der Absorbtemperatur

Die Abweichung zwischen Simulation und Messung nimmt mit steigender Temperatur zu. Dies ist darauf zurückzuführen, dass keine Vorspannungen durch den Fertigungsprozess des Absorbers berücksichtigt wurden. Insbesondere beim Fertigungsschweißen ist durch den hohen Wärmeeintrag ins Material mit Spannungen zu rechnen. Diese Vorspannungen bauen sich zum Teil während der ersten Stagnationsfälle wieder ab (Föste 2013).

Das Modell konnte im Rahmen dieses Forschungsprojekts implementiert und mit Funktionsmustern validiert werden. Besonders hohe Übereinstimmungen konnten mit dem realen Absorbermodell erzielt werden, obwohl sich beide Modelle – ideal und real – im Aufbau nur durch geometrische Störstellen unterscheiden. Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass beide Modelle korrekt aufgebaut wurden. Für weitere Parameterstudien kann fortan das idealisierte Kollektormodell verwendet werden. Diese sehr zeitintensive Prüfung war notwendig, da jeder Absorber in der Realität eine andere Urform hat und es so nicht möglich wäre, eine gesicherte Aussage zum mechanischen Verhalten des Kollektors zu treffen.

Ein Ziel im Projekt war es, einen möglichst geringen Abstand zwischen Absorber und Abdeckung zu erreichen. Dadurch können einerseits Kosten und andererseits die konvektiven Wärmeverluste gesenkt werden. Auf Basis der thermischen Simulation und einer Kosten-Nutzen Analyse wurde bei den ersten Funktionsmustern eine Spaltbreite (Absorber  $\leftrightarrow$  Abdeckung) von 11 mm gewählt. Da allerdings Absorberverformungen von mehr als 15 mm auftreten, wurde mittels dieser FE Simulation die Ursache analysiert.

Sind die Umgebungsbedingungen, der Überdruck und das sich einstellende Expansionsvolumen bekannt, ist es möglich, die mittlere Gastemperatur im SZR zu berechnen. Wird ein Überdruck von 170 Pa zugrunde gelegt, so stellt sich ein  $\Delta V_{\text{exp}}$  von 7 Litern (gemessen) ein, dies entspricht wiederum einer mittleren Mediumstemperatur von 94 °C. Es wird angenommen, dass die durchschnittliche Gastemperatur das Mittel aus Absorber- und Abdeckungstemperatur ist, also die Absorbtemperatur deutlich über der Gastemperatur liegt. Bei einem Temperaturanstieg von 74 K längt sich der Absorber um etwa 2,9 mm. Diese Längenänderung resultiert in einem größeren Expansionsvolumen, da der Absorber an allen vier Seiten gelagert ist. In der Simulation wurde der Absorber auf eine Temperatur von 94 °C konditioniert und ein Expansionsvolumen von rund 12 Litern ausgegeben. Abbildung 36 verdeutlicht nochmal diesen Zusammenhang.

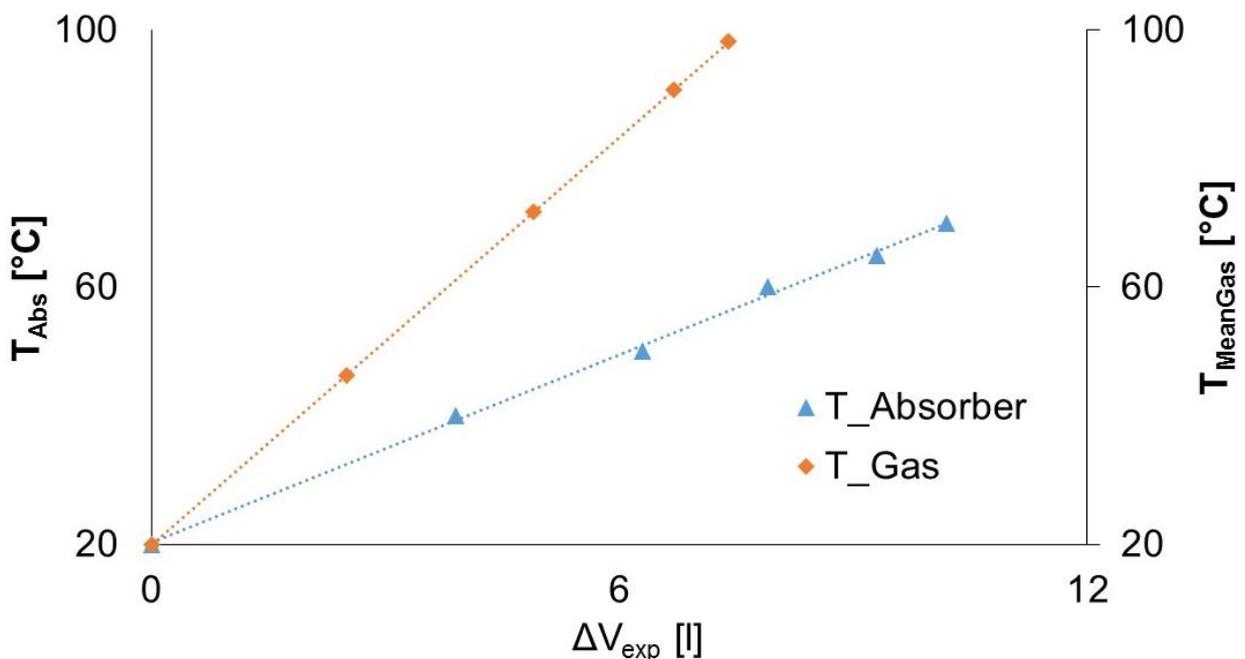


Abbildung 36: Zusammenhang zwischen Druckänderung im SZR und thermischer Ausdehnung des Absorbers

Wäre hingegen ein Überdruck die dominierende Größe, müsste die mittlere Gastemperatur höher als die Absorbtemperatur sein. In einem normalen Betriebsfall tritt ein solcher Fall nicht auf.

Im Fall der geprüften Funktionsmuster (Blech-Rohr-Absorber) führt das zum Schluss, dass die thermische Längenänderung des Absorbers und keine Druckänderung, insbesondere kein Überdruck, den Haupteinfluss auf die Absorbervormung hat. Dieses Simulationsergebnis wurde von einem weiteren Labortest bestätigt. Bei diesem Test wurden die Druckänderung und die thermische Elongation überlagert betrachtet. Ein Funktionsmuster wurde unter dem Sonnensimulator künstlich bestrahlt, gleichzeitig

wurde der Druckverlauf über einen Differenzdrucksensor im SZR gemessen (Abbildung 37).

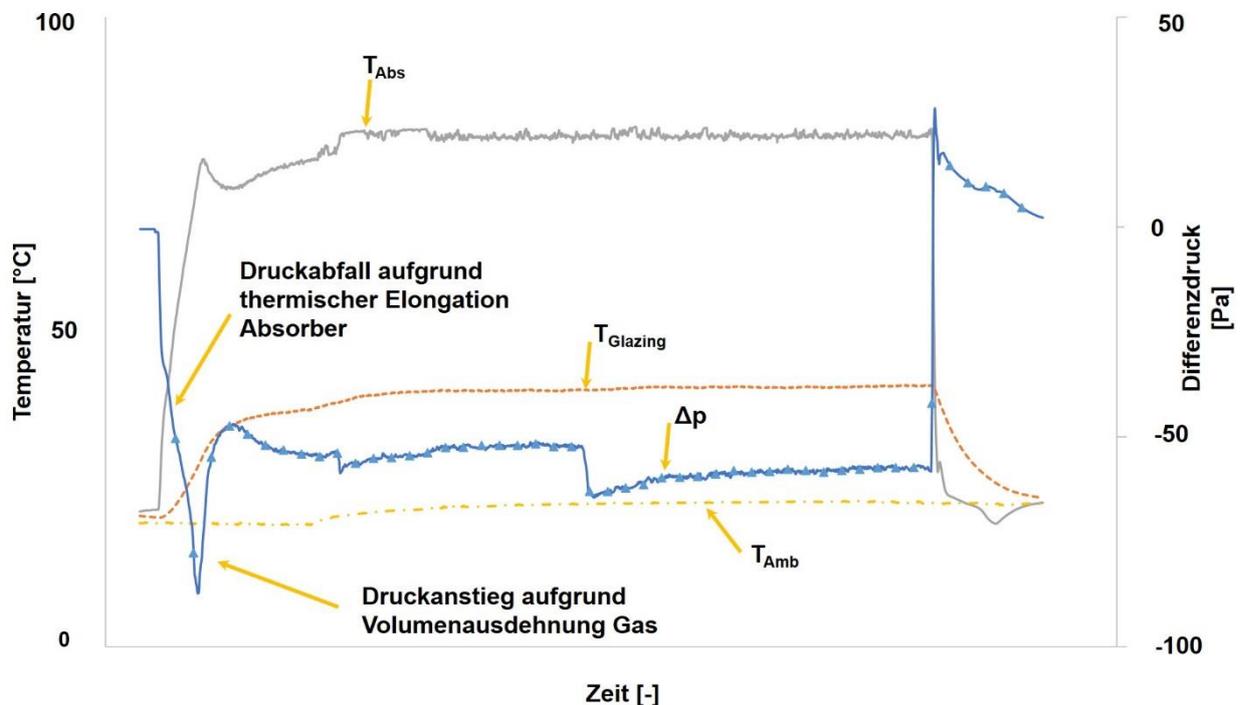


Abbildung 37: Druckverlauf im SZR während des Kollektorbetriebs

Bei steigender Absorbtemperatur fällt der Druck aufgrund des größeren Volumens im SZR entsprechend ab. Nach einigen Minuten erwärmt sich das Medium und der Unterdruck sinkt. Zum Ende des Testlaufs kühlt der Absorber ab, das Volumen im Scheibenzwischenraum verringert sich und der Druck gleicht sich wieder aus.

Zusammenfassend bedeutet dies, dass die thermische Ausdehnung und die Lagerung des Absorbers den größten Einfluss auf die Absorberverformung haben. Die Druckvariation spielt bei den getesteten Abständen im SZR eine untergeordnete Rolle. Es muss allerdings sichergestellt sein, dass sich der Absorber deformieren kann. Bei sehr viel größeren SZR wird die Druckänderung eine dominantere Rolle auf die Deformation einnehmen, da das Gasvolumen steigt.

Die Dimension der Deformation und die Richtung werden von mehreren Parametern beziehungsweise durch deren Überlagerung bestimmt. Bei einem konventionellen Blech-Rohr-Absorber sind vor allem die Urform, also die fertigungsbedingte Auslenkung aus der Ideallage, für die Form der Deformation ausschlaggebend. Eine ideale Verformung in Form einer Wanne zur Kollektorrückseite wäre wünschenswert, allerdings ist dies unwahrscheinlich. Vielmehr wird die Urform des Absorbers verstärkt, so dass sich eine mehr oder weniger zufällige, nicht unvorhersehbare Verformung ein-

stellt. Eine verstärkte Auslenkung in Richtung Abdeckung ist dabei besonders unerwünscht, da dadurch die vorderseitigen Verluste stark ansteigen und im schlechtesten Fall der Absorber in Kontakt mit der Abdeckung kommt. Dies kann von Schäden an der Absorberbeschichtung bis hin zum Bersten, bei sehr hohen Temperaturunterschieden zwischen Absorber und Abdeckung, der Glasscheibe führen.

Eine Verringerung der Deformation lässt sich unter anderem durch die Optimierung folgender Parameter erreichen:

- Absorbertyp,
- Absorbermaterial,
- Absorberblechstärke,
- Absorberstruktur,
- Absorbervorrohrung,
- Gestaltung Randverbund.

Da eine detaillierte Simulation dieser Parameter während des Projekts weder vorgesehen noch zeitlich möglich war, gab es eine Recherche und eine Kurzstudie zu konstruktiven Maßnahmen, um die Verformungen zu vermeiden oder zumindest in kontrollierter Weise ablaufen zu lassen. Maßnahmen wie etwa isolierte Abstandshalter zwischen Abdeckung und Absorber wurden nicht verfolgt. Der Fokus lag hierbei auf einer optimierten Absorberstruktur, die bei gleichzeitig dünneren Blechstärken kostensparend ist, aber auch eine höhere Steifigkeit aufweist. Auf dem Gebiet des Leichtbaus sind derartige Konstruktionen seit vielen Jahren etabliert, insbesondere die Versteifung von dünnwandigem Blech mittels Sicken.

## **5.5 Versteifung durch Sicken**

Unter Sicken ist eine eingeprägte Vertiefungen in Blechen zu verstehen. Abbildung 38 zeigt einige grundlegende Sickenquerschnitte. Aufgrund des einfacheren Fertigungsprozess werden häufig Halbrund- und Trapezsicken verwendet.

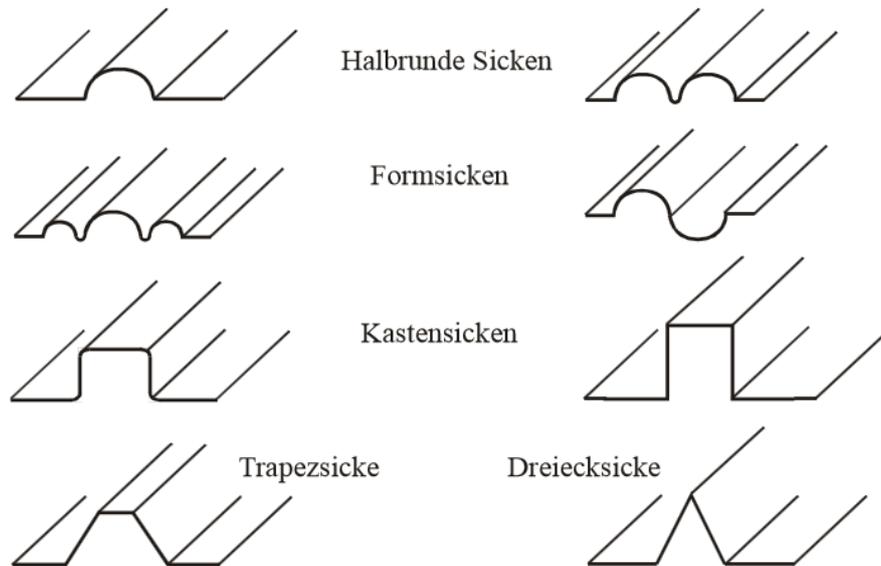


Abbildung 38: Verschiedene Sickenformen (Klein 2013)

Um die Wirkung einer Sicke auszunutzen sind folgende Konstruktionsrichtlinien zu beachten:

- keine trägheitsbevorzugten Achsen,
- unversteifte Randbereiche vermeiden,
- rechteckige Werkstücke mit ringförmigen Sicken versteifen und umgekehrt,
- Knotenpunkte und sich kreuzende Sicken sind zu vermeiden (Versteifungseffekt geht am Kreuzungspunkt verloren),
- unregelmäßige Sickenformen mit krummlinigen Begrenzungen sind zu bevorzugen
- linienförmige Sicken sollten am Blechrand auslaufen,
- gedachte Schnitte durch das Werkstück sollten mindestens eine Sicke schneiden.

Sicken werden im Allgemeinen in einer Serienfertigung entweder durch einen Umformvorgang, wie beispielsweise Tiefziehen, oder durch einen Urformvorgang, wie zum Beispiel Gießen, hergestellt. Beim Tiefziehen ist darauf zu achten, dass das Blech während des Prozesses ausreichend nachfließen kann, sodass die Wandstärke nicht zu stark reduziert wird und keine Instabilitäten entstehen. Bei einer Einzelfertigung können Sicken auch durch Sickenhämmer oder Sickenrollen hergestellt werden.

Sicken versteifen Blechbauteile indem das Flächenträgheitsmoment und das Biege-  
widerstandsmoment erhöht wird. Diese konstruktive Maßnahme wird bei Bauteilen ver-  
wendet, um Gewicht einzusparen oder geringere Blechstärken zu erzielen bei mindes-  
tens gleicher Anforderung an die mechanische Belastbarkeit.

## 5.6 Steiner-Anteil

Wie bereits erwähnt, wird durch Sicken in Blechbauteilen das Biege-  
widerstandsmoment und das Flächenträgheitsmoment erhöht. Dies geschieht dadurch, dass der  
Schwerpunkt aus der Blechebene herausgenommen wird und somit bei entsprechen-  
der Belastung weniger Material in der neutralen Faser des Bleches ist. In Abbildung  
39 wird dies vereinfacht dargestellt, die gestrichelte Linie stellt die neutrale Faser dar.

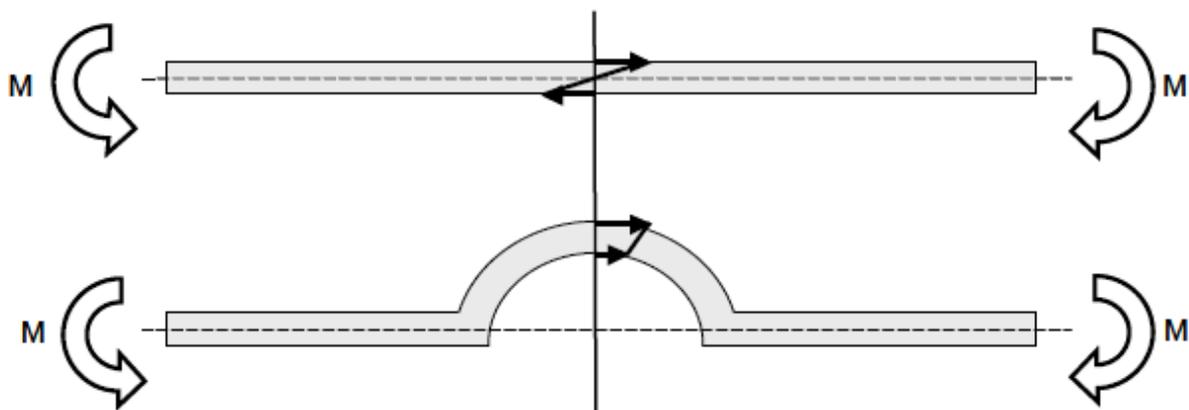


Abbildung 39: Schematische Darstellung der besseren Materialnutzung außerhalb der neutralen Faser  
(Emmrich 2003)

Durch die Materialreduktion in der Blechebene wird erreicht, dass sowohl der Unter-  
als auch der Obergurt einen Abstand zur Schwerelinie haben und sich so ein Steiner-  
Anteil ergibt. Der Steiner-Anteil einer Fläche berechnet sich wie folgt:

$$J_{Steiner} = z_s^2 * A \quad (5.1)$$

Wobei  $A$  der Flächeninhalt der betrachteten Fläche, hier also Ober- oder Untergurt, ist  
und  $z_s$  für den Abstand dieser Fläche zur Schwerelinie steht. Dieser Steiner-Anteil ad-  
diert sich zum normalen Flächenträgheitsmoment der betrachteten Fläche und erhöht  
sich quadratisch mit steigendem Abstand. Daher hat eine höhere Sicken-  
schulter einen höheren Anteil an der Bauteilsteifigkeit als eine niedrigere Sicke. Der Einfluss der Si-  
ckenhöhe, sowie der Sickenform, wird in Abbildung 40 verdeutlicht.

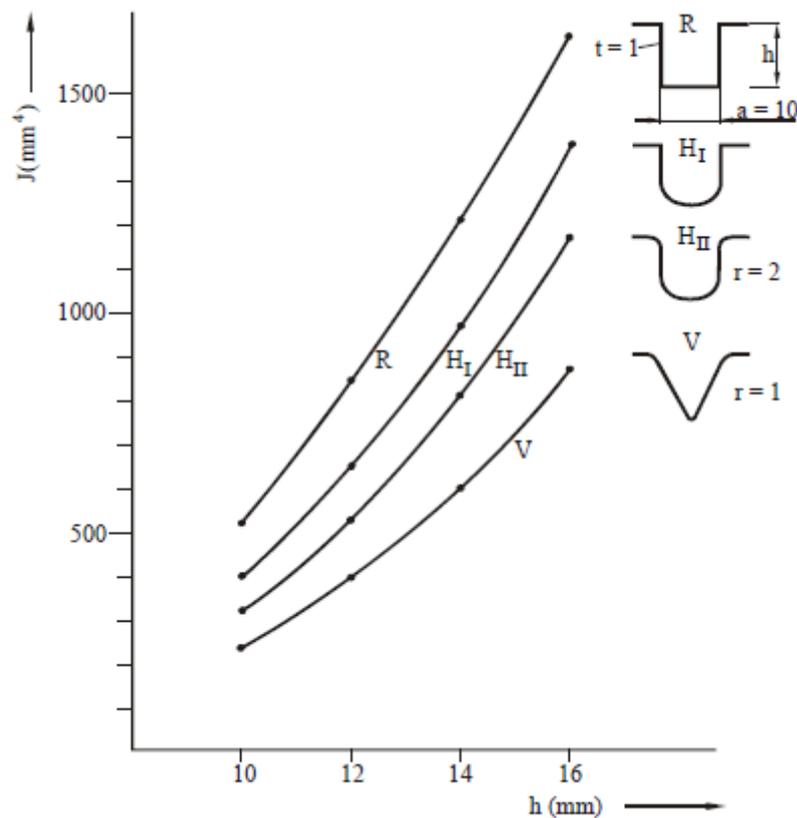


Abbildung 40: Einfluss der Sickenformen auf das Flächenträgheitsmoment (Klein 2013)

## 5.7 Versickungsgrad

Wie Abbildung 40 zu entnehmen ist, hat die Kastensicke einen höheren Steiner-Anteil als die anderen Sickenformen. Dies resultiert daraus, dass bei einer Kastensicke die Schwerelinie stärker verschoben wird, als beispielsweise bei einer Dreieckssicke, demzufolge fällt auch der Steiner-Anteil bei gleicher Sickenhöhe höher aus. Aufgrund dieser Erkenntnis beschränkt sich die nachfolgende Betrachtung auf Kastensicken.

Es wird nun die Annahme getroffen, dass die Schwerelinie in Richtung der Sickenhöhe über das gesamte Profil gleich bleibt und parallel verläuft. Zwar ist das lokal nicht immer korrekt, aber einerseits lassen sich dadurch gute Näherungsaussagen treffen und andererseits kann mit beliebig feiner Versickung sehr gut auf lokale Beanspruchungen eingegangen werden, sodass die Schwerelinie dadurch dennoch parallel zur X-Richtung gebracht werden kann.

Der Versickungsgrad  $\varphi$  ist eine Funktion des Verhältnisses zwischen der Fläche des Obergurtes und der ursprünglichen Gesamtfläche des Bleches. Der optimale Versickungsgrad lässt sich wie folgt herleiten:

$$A = A_{\text{Obergurt}} + A_{\text{Untergurt}} \quad (5.2)$$

$$\varphi = \frac{A_{\text{Obergurt}}}{A_{\text{Obergurt}} + A_{\text{Untergurt}}} \quad (5.3)$$

damit folgt:

$$\varphi = \frac{A_{\text{Obergurt}}}{A} \quad (5.4)$$

und

$$(1 - \varphi) = \frac{A_{\text{Untergurt}}}{A} \quad (5.5)$$

Weiterhin berechnet sich der Flächenschwerpunkt durch die gewichteten Teilflächen der Struktur:

$$S_z = \frac{1}{A_{\text{Gesamt}}} * \sum_i^n A_i * z_i \quad (5.6)$$

In diesem Fall gibt es nur zwei Teilflächen, die des Obergurts und die des Untergurts, diese werden in die Formel eingesetzt:

$$S_z = \frac{(A_{\text{Untergurt}} * 0 + A_{\text{Obergurt}} * h)}{A_{\text{Obergurt}} + A_{\text{Untergurt}}} = \frac{\varphi * A * h}{A} = \varphi * h \quad (5.7)$$

Für den Steiner-Anteil ergibt sich:

$$J_{\text{Gesamtsteiner}} = S_z^2 * A_{\text{Untergurt}} + (h - S_z)^2 * A_{\text{Obergurt}} \quad (5.8)$$

Es wird  $S_z$  gemäß der obigen Herleitung ersetzt:

$$J_{\text{Gesamtsteiner}} = (\varphi * h)^2 * A_{\text{Untergurt}} + (h - \varphi * h)^2 * A_{\text{Obergurt}} \quad (5.9)$$

Weiterhin werden  $A_{\text{Untergurt}}$  und  $A_{\text{Obergurt}}$  durch  $\varphi$  und  $A$  ausgedrückt:

$$J_{\text{Gesamtsteiner}} = (-\varphi^2 + \varphi)h^2A \quad (5.10)$$

Um den optimalen Versickungsgrad  $\varphi$  zu finden, wird die erste Ableitung der Funktion mit null gleichgesetzt:

$$J'_{\text{Gesamtsteiner}} = 0 = (-2\varphi + 1)h^2A \quad (5.11)$$

$$2\varphi = 1 \quad (5.12)$$

$$\varphi = 0,5 \quad (5.13)$$

Das bedeutet, dass der Steiner-Anteil für eine Kastensicke das Maximum erreicht, wenn sich sowohl die eine Hälfte der Gesamtfläche des Bleches im Obergurt, als auch die andere Hälfte der Gesamtfläche des Bleches im Untergurt befindet. Dies entspricht

also einem Versickungsgrad von 50 %. Für die effizienteste Ausnutzung des zur Verfügung stehenden Bauraums wie auch Blechmaterials, sollte dieser nach Möglichkeit ausgenutzt werden. Sollten sich am Blech noch weitere Elemente befinden, wie Rippen oder, wie im Fall eines Absorbers, Rohre, so kann sich die Schwerelinie des Bleches mit diesen Zusatzelementen noch weiter verschieben. In solchen Fällen ist eine weitere Betrachtung notwendig, da der optimale Versickungsgrad von den 50 % abweichen könnte.

Die Simulation beschränkte sich in der Kurzstudie auf einen Blech-Rohr-Absorber mit einer Mäander- und einer Doppelmäanderverrohrung. Ferner wurde nur von einem Druck auf das Absorberblech ausgegangen, da eine Simulation mit zusätzlicher thermische Beanspruchung deutlich komplexer und daher langwieriger ausfällt. Der Randverbund wurde ebenso vernachlässigt, da die Studie lediglich zur Potenzialabschätzung durchgeführt wurde. Abbildung 41 zeigt die simulierten Absorbervarianten sowie die geometrischen Parameter.

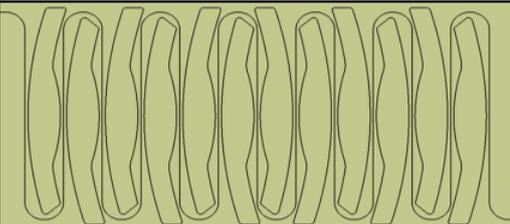
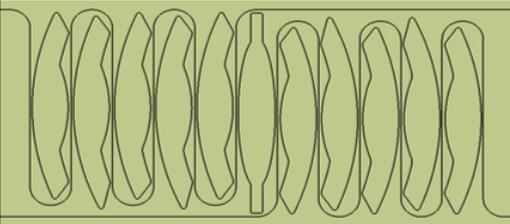
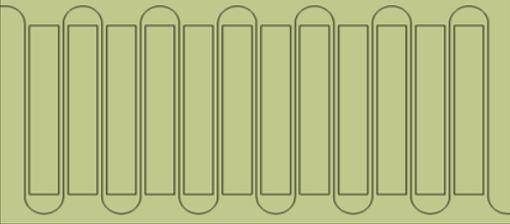
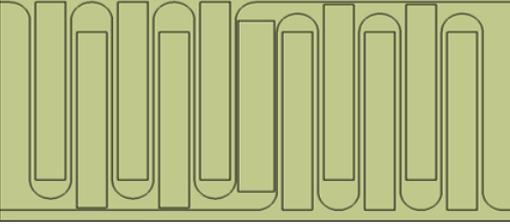
Variante:	Versickte Fläche [m <sup>2</sup> ]	Versickungsgrad [%]	Sicken-Maße:		Vorschaubild (Ansicht von unten)
			Höhe [mm]	Anzahl [-]	
Mäander Runde Sicken	1	50	8	12	
Doppelmäander Runde Sicken	0,879	43,95	8	11	
Mäander Eckige Sicken	1	50	8	12	
Doppelmäander Eckige Sicken	1	50	8	11	

Abbildung 41: Übersicht der simulierten Varianten sowie deren geometrischen Parameter

Alle vier Profile wurden jeweils mit einem Unter- und Überdruck von 20 Pa und 100 Pa beaufschlagt. Als Bezugsgröße wurde abermals das entstandene Expansionsvolumen herangezogen, da ein Maximalwert keinen Rückschluss auf die absolute Verformung zulässt.

Abbildung 42 zeigt einen Auszug der Ergebnisse der Varianten bei einer Druckbelastung von 100 Pa. Insgesamt wurden über 32 verschiedene Absorberkonfigurationen simuliert und in der nachstehenden Abbildung referenziert.

Index:	Variante:	Werkstoff Blech:	Werkstoff Rohr:	Belastung:		Verformung [mm]		Expansionsvolumen [l]	
				Druck [Pa]					
1	Mäander Runde Sicken	Aluminium	Aluminium	Unterdruck	100	2,2679		2,693993	
2				Überdruck	100	1,3184		1,669233	
3		Aluminium	Kupfer	Unterdruck	100	2,1250		2,543605	
4				Überdruck	100	1,2614		1,600707	
5		Kupfer	Aluminium	Unterdruck	100	6,9393		7,685736	
6				Überdruck	100	2,7079		3,470782	
7		Kupfer	Kupfer	Unterdruck	100	6,4232		7,140666	
8				Überdruck	100	2,6309		3,306029	
9	Doppelmäander Runde Sicken	Aluminium	Aluminium	Unterdruck	100	4,6457		5,616372	
10				Überdruck	100	2,1142		2,749888	
11		Aluminium	Kupfer	Unterdruck	100	4,3539		5,290225	
12				Überdruck	100	2,0313		2,627472	
13		Kupfer	Aluminium	Unterdruck	100	4,6457		8,262528	
14				Überdruck	100	2,1142		4,298639	
15		Kupfer	Kupfer	Unterdruck	100	4,3539		7,761799	
16				Überdruck	100	2,0313		4,071584	
17	Mäander Eckige Sicken	Aluminium	Aluminium	Unterdruck	100	4,3284		5,642776	
18				Überdruck	100	1,7780		2,657912	
19		Aluminium	Kupfer	Unterdruck	100	3,9558		5,181120	
20				Überdruck	100	1,6377		2,433910	
21		Kupfer	Aluminium	Unterdruck	100	6,8345		8,269949	
22				Überdruck	100	2,7353		4,072173	
23		Kupfer	Kupfer	Unterdruck	100	6,3948		7,709467	
24				Überdruck	100	2,5427		3,733569	
25	Doppelmäander Eckige Sicken	Aluminium	Aluminium	Unterdruck	100	3,3036		3,619609	
26				Überdruck	100	1,6522		2,102245	
27		Aluminium	Kupfer	Unterdruck	100	3,0860		3,412341	
28				Überdruck	100	1,5751		2,004104	
29		Kupfer	Aluminium	Unterdruck	100	7,9643		7,117805	
30				Überdruck	100	3,1935		3,935394	
31		Kupfer	Kupfer	Unterdruck	100	7,6542		6,750560	
32				Überdruck	100	3,0671		3,728154	

Abbildung 42: Auszug aus der Bewertungsmatrix für die simulierten Varianten

Zur Übersichtlichkeit sind in den Tabelle 4 und Tabelle 5 jeweils nur die vielversprechendsten Konzepte der Simulationsstudie dargestellt.

Tabelle 4: Ergebnisse der Parameterstudie bei einer Druckbelastung von 20 Pa

<b>Werkstoff Blech</b>	<b>Werkstoff Rohre</b>	<b>Druckrich- tung (20 Pa)</b>	<b><math>\Delta V_{\text{exp}}</math> [l]</b>	<b>Index</b>
<b>Aluminium</b>	Al	Unterdruck	0,43	1
		Überdruck	0,39	2
	Cu	Unterdruck	0,41	3
		Überdruck	0,37	4
<b>Kupfer</b>	Al	Unterdruck	2,00	5
		Überdruck	1,24	6
	Cu	Unterdruck	1,86	7
		Überdruck	1,18	8

Bei einer Druckbelastung von 20 Pa ist – unabhängig vom Werkstoff – die Variante mit der Mäanderverrohrung und den runden Sicken die Variante mit dem geringsten Expansionsvolumen und somit die steifste Struktur. Bei einem Unterdruck von 100 Pa wird der Kupferblechabsorber mit Doppelmäander und eckigen Sicken hinsichtlich des Expansionsvolumens besser.

Tabelle 5: Darstellung der Parametervariation bei einer Druckbelastung von 100 Pa

<b>Werkstoff Blech</b>	<b>Werkstoff Rohre</b>	<b>Druckrich- tung (100 Pa)</b>	<b><math>\Delta V_{\text{exp}}</math> [l]</b>	<b>Index</b>
<b>Aluminium</b>	Al	Unterdruck	2,69	1
		Überdruck	1,67	2
	Cu	Unterdruck	2,54	3
		Überdruck	1,60	4
<b>Kupfer</b>	Al	Unterdruck	7,11	5
		Überdruck	3,50	6
	Cu	Unterdruck	6,80	7
		Überdruck	3,30	8

Bei einem Temperatureinfluss ist davon auszugehen, dass die Absorbervariante mit Doppelmäander und runden Sicken mit Kupferblech und –verrohrung die besten Werte liefert (Abbildung 43) (siehe Kapitel Versuch und Erprobung).

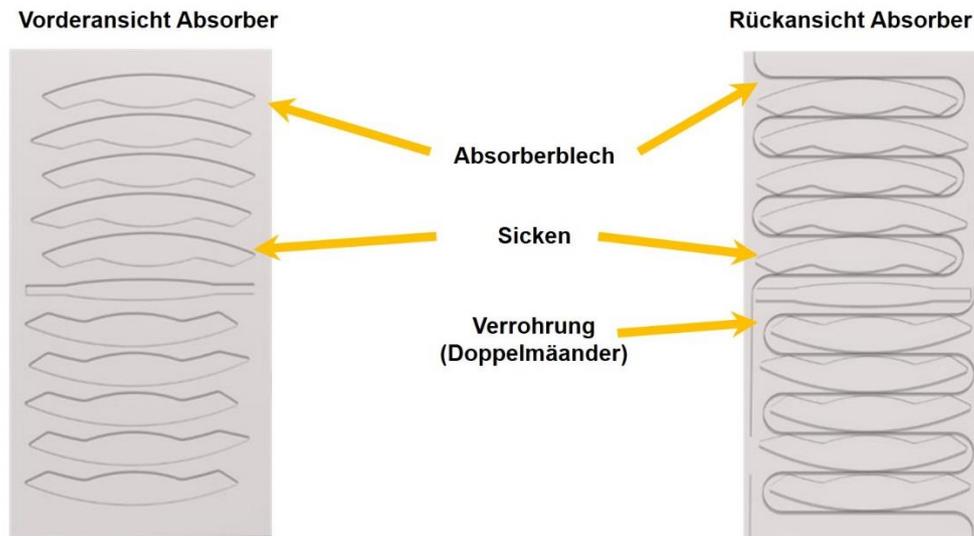


Abbildung 43: Optimierter Absorber mit hohem Versickungsgrad und geteilten Temperaturfeldern

Für eine endgültige Aussage sind neben einer Validierung allerdings weitere umfangreiche Arbeiten notwendig. Insbesondere die Modellierung des Randverbunds sowie die Berücksichtigung des Temperaturfelds am Absorber sind von großer Bedeutung. Eine reine Versteifung des Blechs kann insofern nicht zielführend sein, weil dadurch größere Lasten auf den Randverbund übertragen werden, die unter Umständen zum Versagen des Klebstoffs führen. Allerdings bietet die Absorbervariante ein signifikantes Potenzial, um einerseits Materialkosten einzusparen ohne Einbußen in der mechanischen Belastbarkeit. Andererseits ist ein sicherer und effizienter Kollektorbetrieb möglich, da deutlich geringere Verformungen im Kollektorbetrieb auftreten.

Die Varianten dürfen nicht nur anhand der technischen Faktoren bewertet werden, sondern müssen auch wirtschaftlich darstellbar sein. Letztlich muss der Absorber ohne großen Zusatzaufwand gefertigt werden können, damit die Materialreduktionen am Absorber greifen. Durch den gasgefüllten SZR sind so Leistungen auf Niveau konventioneller Kollektoren möglich, bei reduzierten Materialaufwand. In einer weiterführenden Untersuchung muss neben dem Absorber die Auslegung des Randverbunds hinsichtlich geometrischer und kostentechnischer Parameter optimiert werden. Vor diesem Hintergrund erscheinen weitere Forschungsaktivitäten auf diesem Gebiet sehr aussichtsreich.

Nachfolgend sind die wichtigsten Ergebnisse aus dem Kapitel mechanische Simulation zusammengefasst:

- Ein FE Simulationsmodell eines Kollektors wurde entwickelt und validiert.
- Geometrisch-lineare Berechnungen sind nur bei geringen Verformungen zulässig.
- Bei großen Verformungen, das heißt größer als die Blechstärke, ist geometrisch nicht-linear zu rechnen.
- Anhand des Simulationsmodells konnte gezeigt werden, dass die thermische Änderung des Absorbers einen wesentlichen Einfluss auf dessen Verformung hat.
- Statt eines Überdrucks im SZR, wie in der Literatur zu finden ist, muss von einem Unterdruck zwischen Absorber und Abdeckung ausgegangen werden.
- Konstruktive Maßnahmen, wie zum Beispiel Sicken, können die Art und die Dimension der Absorberverformung deutlich reduzieren.

## 6 Thermische Simulation

Das Institut für neue Energie-Systeme verwendet für Kollektorentwicklungen ein im Rahmen vorhergegangener Projekte, unter anderem „KuKo“ (FKZ: 0329285A), entwickeltes dynamisches Simulationsmodell. Im Projektverlauf wurde dieses Simulationsmodell für den TPS-Kollektor angepasst und weiterverwendet. Der grundlegende Modellaufbau wurden von Reiter et al. (2013, 2014) beschrieben.

Das Arbeitspaket „Thermische Simulation“ lässt sich in 5 Teil-Arbeitspakete gliedern:

- Analyse hermetisch dichter Scheibenzwischenraum mit Argon,
- Simulation Wirkungsgradkennlinie TPS-Kollektor,
- Bauteiltemperatur bei Stagnation,
- Modellvalidierung,
- Systemsimulation TPS-Kollektor.

Um Bauteiltemperaturen, Wärmeströme und Kollektorleistung zu analysieren, wurde ein dynamisches 5-Knoten-Modell des Kollektors aufgebaut. Über die Variation von beispielsweise Spaltbreite Absorber-Abdeckung oder Medium im SZR lassen sich deren Wirkung auf die Kollektorleistung bestimmen. Abbildung 44 zeigt den schematischen Aufbau des Kollektormodells.

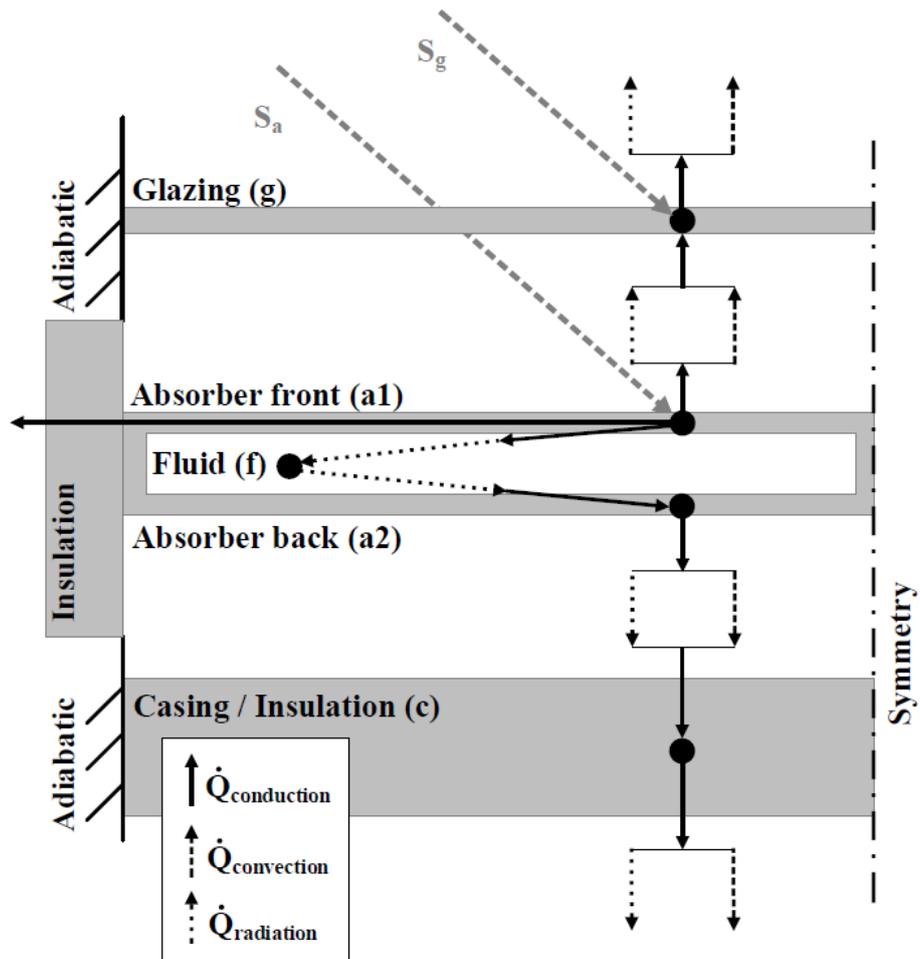


Abbildung 44: Schnittdarstellung des schematischen Kollektormodells (Reiter et al. 2013)

Zum besseren Verständnis sind nachfolgend die theoretischen Zusammenhänge und die verwendeten Berechnungsansätze erklärt. Nähere Details sind Reiter et al. (2013) zu entnehmen.

## 6.1 Konvektion im SZR

Die Nusselt-Zahl beschreibt den Einfluss der Konvektion und kann, vereinfacht ausgedrückt, als „Verlust-Multiplikator“ ( $Nu > 1$ ) angesehen werden (Abbildung 45).

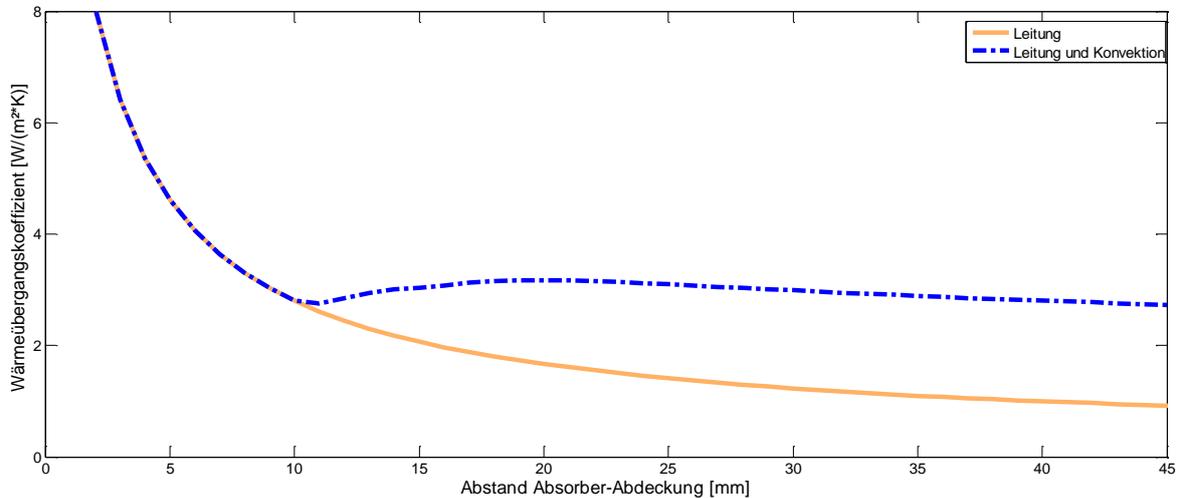


Abbildung 45: Einfluss der Nusselt-Zahl

Eine in der Kollektorthorie häufig verwendete Gleichung zur Berechnung der Nusselt-Zahl basiert auf der Veröffentlichung von Hollands (1976). Für einen Aufständerungswinkel zwischen  $0^\circ$  und  $75^\circ$  kann demnach folgender Zusammenhang verwendet werden:

$$Nu = 1 + 1,44 \cdot \left[1 - \frac{1708(\sin 1,8\alpha)^{1,6}}{Ra \cos\alpha}\right]^+ \cdot \left[1 - \frac{1708}{Ra \cos\alpha}\right]^+ + \left[\left(\frac{Ra \cos\alpha}{5830}\right)^{\frac{1}{3}} - 1\right]^+ \quad (6.1)$$

Die Rayleigh-Zahl  $Ra$  ist eine dimensionslose Kennzahl und wird durch das Produkt aus der Grashof-Zahl  $Gr$  und Prandtl-Zahl  $Pr$  berechnet. Die Grashof-Zahl ist ein Maß zwischen dem Auftrieb eines Fluides und der Viskositätskraft, wohingegen die Prandtl-Zahl das Verhältnis zwischen kinematischer Viskosität und Temperaturleitfähigkeit des Fluides charakterisiert.

$$Ra = Gr \cdot Pr = \frac{g\beta'\Delta T d^3}{\nu^2} \cdot \frac{\nu\rho c_p}{\lambda} = \frac{g\beta'\Delta T L^3 \rho c_p}{\nu\lambda} \quad (6.2)$$

Die kinematische Viskosität und die Dichte sind temperaturabhängig. Im Simulationsmodell wurde dieses Verhalten über ein Polynom angenähert.

Der Abstand  $d$  zwischen Absorber und Abdeckung hat einen erheblichen Einfluss auf den Wärmeverlustkoeffizienten  $h_c$ . Die Distanz von Absorber zu Abdeckung heutiger Kollektoren liegt etwa zwischen 25 und 40 mm. Im Gegensatz zum Stand der Technik

<sup>1</sup> Für Ergebnisse aus den Klammern die mit „+“ markiert sind nur die positiven Werte zu verwenden.

war bei vorliegender Entwicklung beabsichtigt, einen deutlich geringeren Abstand zwischen Absorber und Abdeckung einzustellen. Abbildung 46 stellt den Zusammenhang zwischen Wärmeverlust und Abstand für das Gas Xenon graphisch dar.

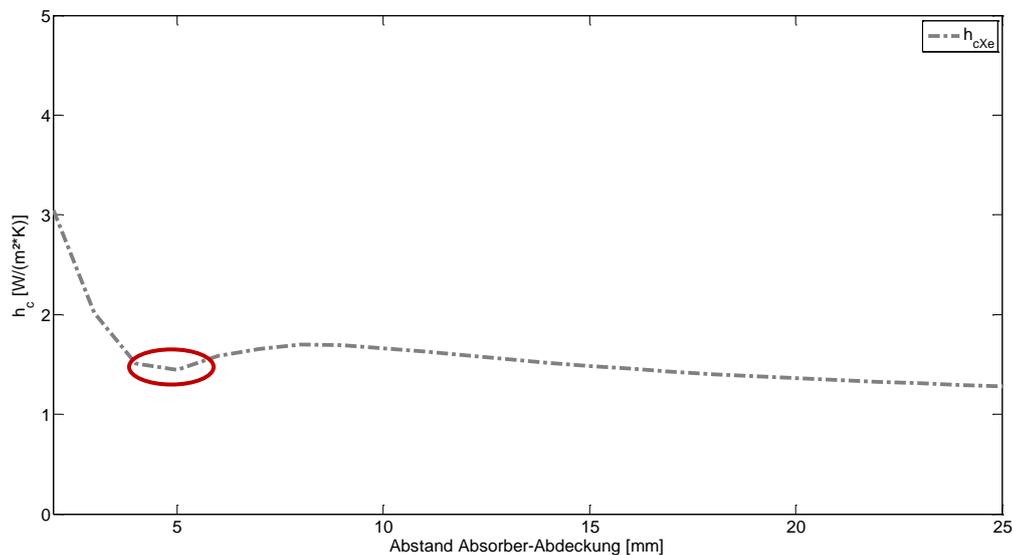


Abbildung 46: Konvektiver Wärmeübergangskoeffizient über Abstand Absorber-Abdeckung

Bis  $Nu \leq 1$  gibt es keine Bewegung im Fluid, daher findet lediglich Wärmeleitung statt. Im markierten Bereich beginnt sich die Ausbildung der Konvektionswalze längs zum Kollektor zu bilden. Sobald die Konvektion voll entwickelt ist, steigen mit größer werdenden Abstand die Verluste. Steigt der Abstand noch weiter so sinkt  $h_c$  wieder.

Abhängig vom verwendeten Gas im SZR ändern sich einerseits der konvektive Wärmeübergang und andererseits die Spaltbreite, bei dem der konvektive Wärmeübergangskoeffizient minimal wird. Die Wärmeleitfähigkeit von Gasen hängt grundsätzlich von der Molekularmaße, der Wärmekapazität beziehungsweise von der Molekülstruktur ab. Je schwerer ein Gas ist, desto geringer ist die maximale Teilchengeschwindigkeit und damit die Wärmeübertragung über das Fluid.

Im Projekt wurden nur Edelgase betrachtet, da diese immer einatomig vorkommen und keinerlei Bindung mit anderen Atomen eingehen.

In Abbildung 47 ist  $h_c$  für die Gase Argon, Krypton, Xenon und Luft dargestellt.

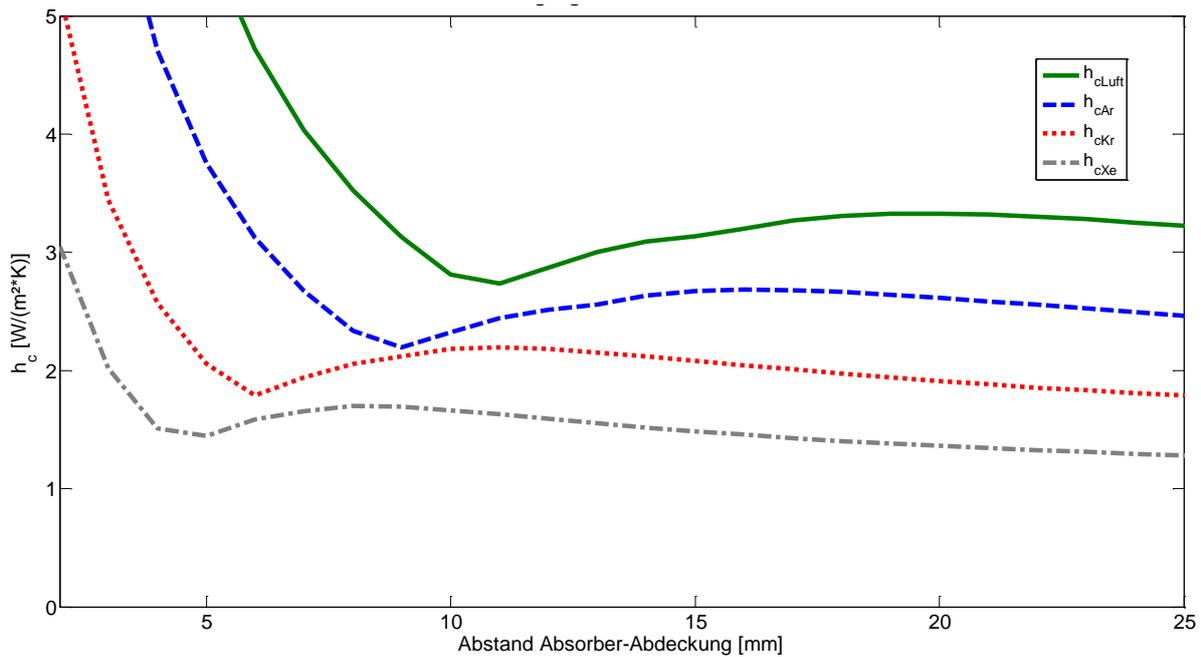


Abbildung 47: Konvektiver Wärmeübergang verschiedener Fluide nach Hollands bei einem  $\Delta T$  von 50 K unter  $45^\circ$  und 1013 hPa Umgebungsdruck

Jedes Gas hat einen charakteristischen Punkt, der wiederum vom Aufständigungswinkel, der Fluidtemperatur und dem Gas selbst abhängt, an dem die konvektiven Wärmeverluste ein Minimum erreichen (Tabelle 6). Besonders Xenon und Krypton eignen sich als Füllgas in einem Kollektor, jedoch ist allen voran Xenon ein seltenes Element und somit zu teuer; selbiges gilt für Krypton. Die Kostendifferenz kann auch nicht über das geringere Füllvolumen gegenüber Argon kompensiert werden. Argon hingegen ist ein häufig vorkommendes Element und daher deutlich günstiger als Krypton oder Xenon.

Tabelle 6: Zusammenfassung der relevanten Parameter verschiedener Gase bei einer mittleren Fluidtemperatur von  $65^\circ\text{C}$

Medium	Lok. Minimum [mm]	$h_{cMin}$ [W/(m <sup>2</sup> *K)]	$\Delta h_{cMin}$ [W/(m <sup>2</sup> *K)]
Luft	11	2,8	
Argon	9	2,2	-22 %
Krypton	6	1,8	-36 %
Xenon	5	1,5	-45 %

Um den theoretischen Leistungszuwachs gegenüber einem konventionellen Flachkollektor zu ermitteln, wurden die optimalen geometrischen Größen, wie etwa der Abstand Absorber-Abdeckung bestimmt und in ein Kollektormodell übertragen.

Ein Ziel des Projekts war es, die Herstellkosten von Flachkollektoren zu reduzieren. Abbildung 48 zeigt, dass der Absorber mit über 41 % die größten Kosten am Kollektor verursacht und somit das größte Kosteneinsparpotenzial birgt.

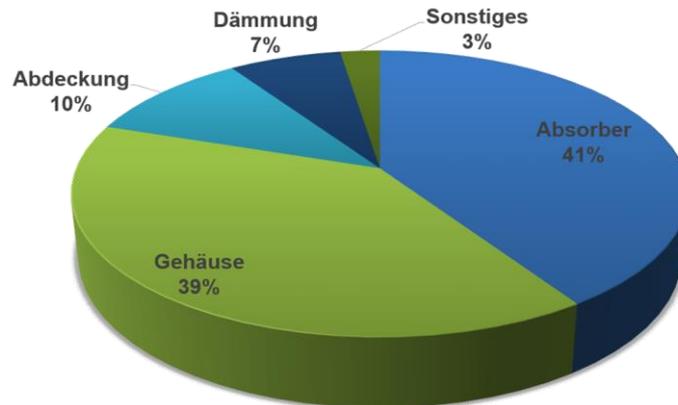


Abbildung 48: Aufteilung der Kosten an einem Flachkollektor mit Rahmengehäuse (eigene Quelle)

Eine Materialeinsparung an diesem Bauteil ist demnach besonders effektiv. Allerdings geht eine Materialeinsparung am Absorber immer mit einer Leistungsreduktion einher. Da der SZR im TPS-Kollektor mit einem Edelgas geflutet ist und dies geringere Wärmeverluste zur Folge hat, kann die Mehr-Leistung über Materialreduktion aufgebraucht werden. Dieses Potenzial wurde anhand einer Kurzstudie im Projekt näher betrachtet (Abbildung 49).

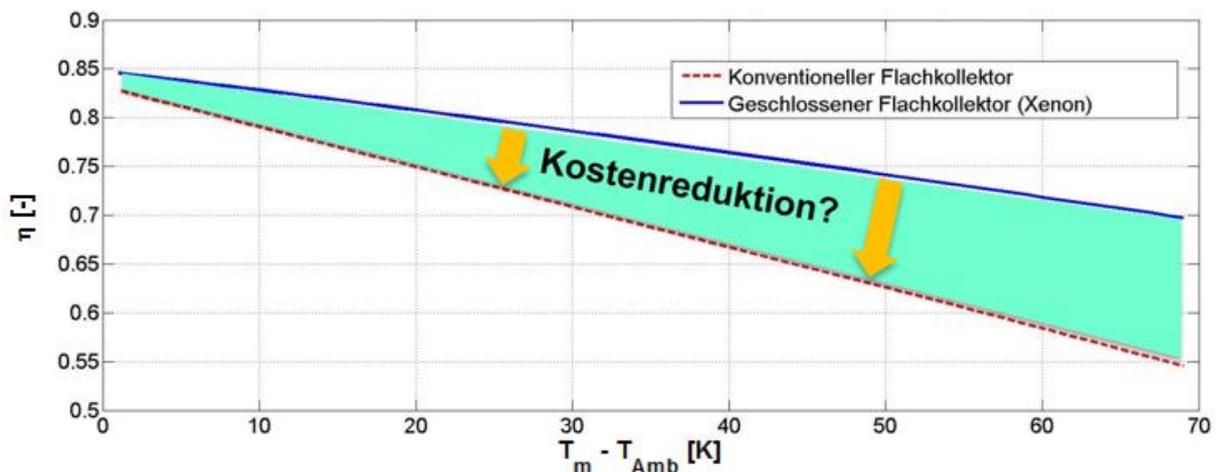


Abbildung 49: Leistungsreduktion auf Niveau von konventionellen Flachkollektor zur Kostensenkung  
 Zum Vergleich wurden zwei Kollektoren mit identischen Absorbern verglichen. Die Simulationsparameter sind Tabelle 7 zu entnehmen.

Tabelle 7: Zusammenfassung der Ausgangsgrößen des Kollektormodels

Parameter	Wert	Einheit
Einstrahlung	1000	W m <sup>-2</sup>
Umgebungstemperatur	293	K
Windgeschwindigkeit	3	m s <sup>-1</sup>
Emission Absorber	0,04	-
Emission Glas	0,88	-
Aperturfläche	2	m <sup>2</sup>
Finnenbreite	103	mm
Steigrohr Außendurchmesser	8	mm
Steigrohr Innendurchmesser	7	mm
Absorbermaterial	Cu	-
Absorberblechstärke	0,3	mm
Wärmeleitung Absorber	380	W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
Wärmeleitung Isolierung	0,04	W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
Isolationsstärke	50	mm

Abbildung 50 zeigt den Vergleich zwischen einem Referenzkollektor (REF-SR10-Cu0.3) und einem gasgefüllten Kollektor (Krypton) mit einem 0,3 mm starken Aluminiumabsorber (KR-SR8-Al0.3). Alle anderen Randbedingungen sind der Tabelle 7 zu entnehmen. Im Falle des REF-SR-Cu0.3 sind das Blech und die Verrohrung aus Kupfer, wohingegen bei der Variante KR-SR8-Al0.3 nur das Absorberblech aus Aluminium ist, die Verrohrung aber aus Kupfer.

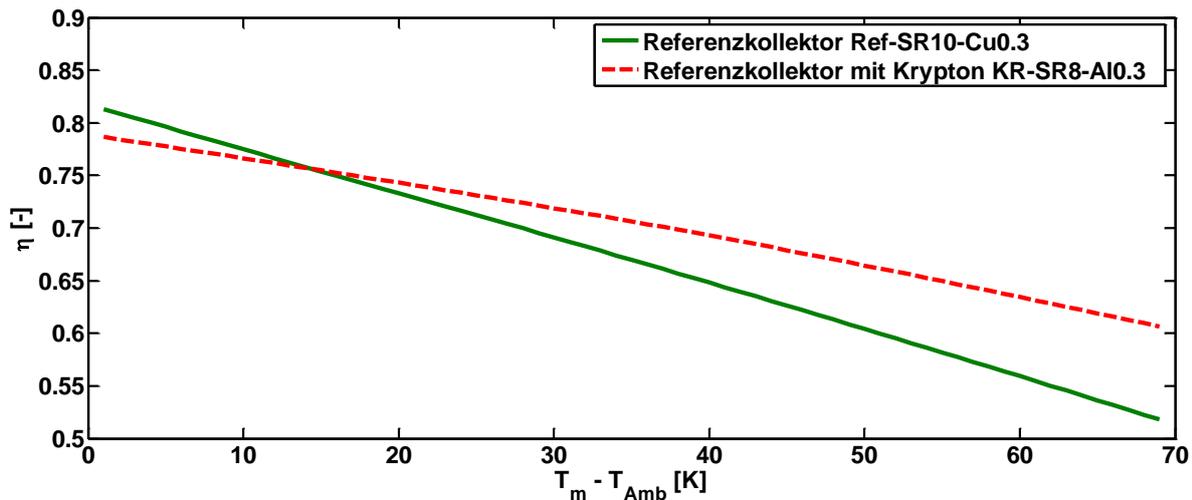


Abbildung 50: Rund 50 % geringere Materialkosten bei gleicher Effizienz

Erwartungsgemäß verschlechtert sich der  $\eta$ -Wert bei geringeren Temperaturpreizungen aufgrund des schlechteren Absorberwirkungsgradfaktors  $F'$ , jedoch ist die Variante KR-SR8-Al0.3 bei höheren Temperaturdifferenzen oberhalb von 15 K effizienter als REF-SR10-Cu0.3.

Die Variation der Steigrohre ist von größerem Interesse, da nicht nur Material eingespart werden kann, sondern auch zusätzliche Fertigungsschritte entfallen, wie etwa das Verschweißen mit dem Blech und das Stanzen der Löcher ins Sammelrohr. Eine Verringerung der Blechstärke, besonders von Aluminiumblechen mit Stärken unter 0,3 mm, ist fertigungstechnisch aufwendiger und müssen erprobt werden.

In einem Aluminium-Kupfer (Al-Cu) Absorber lassen sich rund 50 % Materialkosten gegenüber einem Cu-Cu-Absorber einsparen. Dabei sind die Kosten für die Befüllung mit Krypton schon enthalten.

## 6.2 Validierung

Bei den ersten Vergleichen ergaben sich große Abweichungen zwischen Simulation und Messung. In Abbildung 51 sind eine gemessene Wirkungsgradkurve eines Funktionsmusters und die simulierte Kennlinie (nach Hollands) des Kollektors abgebildet. Die gelbe Linie zeigt einen gasgefüllten Flachkollektor unter idealen Bedingungen. Die stark reduzierten Konvektionsverluste führen zu einem besseren  $\eta_0$ -Wert, da im Finnenwirkungsgradfaktor  $U_t$  sinkt. Diese Kurve weicht allerdings stark von den Messergebnissen ab, sodass eine Anpassung des Simulationsmodells notwendig war. Die thermischen Berechnungen der Konvektion stützen sich auf das idealisierte Modell nach Hollands. So wurde beispielsweise in Hollands' Modellversuch eine ebene Platte verwendet und kein Blech-Rohr-Absorber. Bei dem vorgestellten Kollektorkonzept traten Abweichungen aus der Absorber-Mittelebene von deutlich mehr als 10 mm bei einer Spaltbreite von 10 bis 15 mm auf. Ferner fanden die Versuche von Hollands an

isothermen Platten statt, während ein Flachkollektor im Betrieb einer Temperaturspreizung entlang der Längs- und Querachse unterliegt. Daraus ist zu schließen, dass die konvektiven Verluste tatsächlich höher einzustufen sind. Um hier gesicherte Aussagen treffen zu können, müssen weitere Forschungsaktivitäten betrieben werden. Aus diesem Grund wurden, wie in Föste et al. (2013), der konvektive Wärmeverlustkoeffizient angepasst. In einer weiterführenden Arbeit sollte der konvektive Wärmeübergang anhand einer strömungsmechanischen Simulation detailliert betrachtet werden.

Die simulierte (Simulation 2.0) und gemessene Kurve des Funktionsmusters TPS-AICu korrelieren im Bereich von  $\eta_0$ , bei höheren Betriebstemperaturen kommt es zu einer geringen Abweichung. Das verwendete Modell wurde bereits mehrmals validiert.

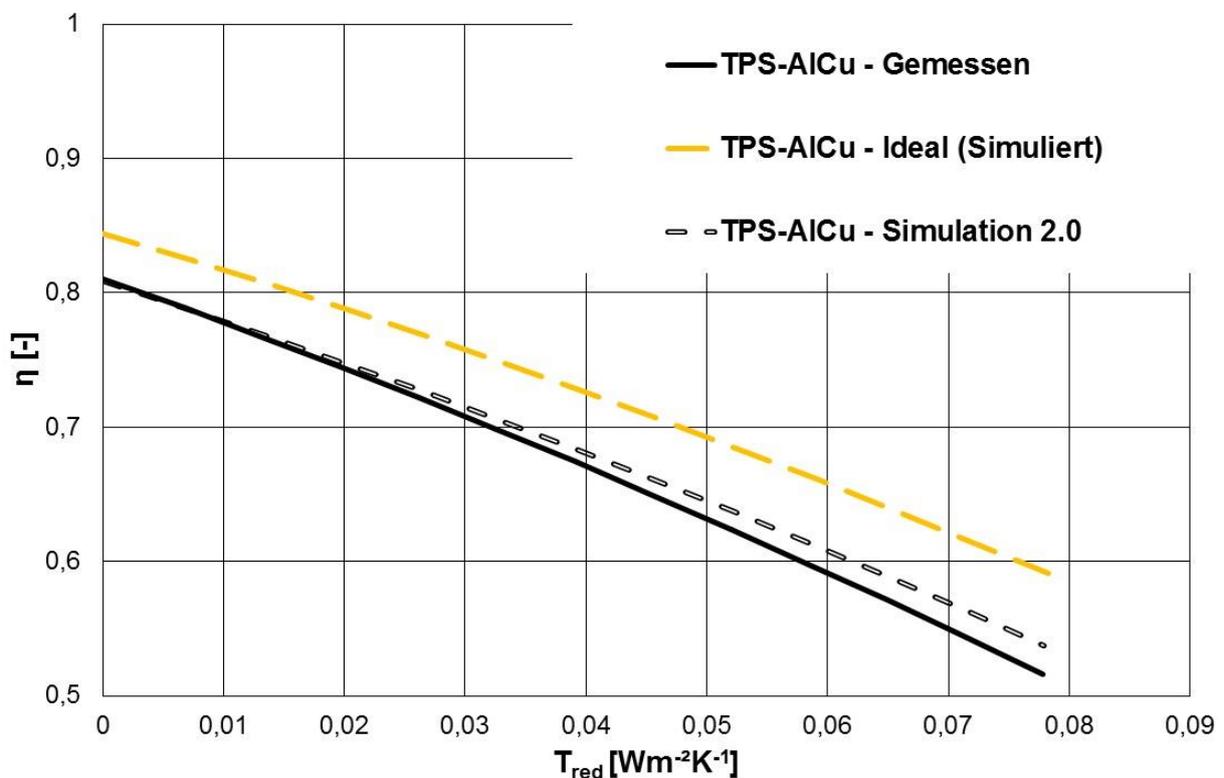


Abbildung 51: Vergleich zwischen Simulation und Messung

Da für die zweite Serie von Funktionsmustern das Simulationsmodell angepasst wurde, korrelierten die Messungen anschließend mit den Simulationsergebnissen. Obwohl die Spaltbreite nicht mehr im optimalen Bereich lag, also bei 15 und 20 mm statt 10 mm, wurden mit den zweiten Mustern deutlich höhere Leistungsgrade erzielt. Folgende Gründe sind dafür ausschlaggebend:

- Die Spaltbreite hat sich im Verhältnis zur Absorberverformung verdoppelt, so dass sich bei maximaler Deformation noch immer eine Spaltbreite von rund 10 mm einstellt,
- Es wurde eine dickere rückseitige und seitliche Dämmung verwendet,
- Die Urform des Absorbers beeinflusste die Absorberverformung positiv.

Bereits hier zeigt sich, dass das thermische Leistungspotenzial des Kollektors aufgrund der Absorbergeometrie derzeit nicht genutzt werden kann. Vor diesem Hintergrund erscheint es sinnvoll weitere Entwicklungsmaßnahmen im Bereich der Absorberoptimierung voran zu treiben, um das komplette Potenzial auszuschöpfen.

### 6.3 Parameterstudie

Da das Simulationsmodell auch zur Auslegung der Prototypen dient, wurden in der frühen Projektphase Parameter, wie zum Beispiel das Medium (Argon und Luft) im SZR und der Abstand zwischen Absorber – Abdeckung, untersucht. Abbildung 52 stellt den Zusammenhang zwischen konvektiven Wärmeübergang im SZR und der Spaltbreite für zwei Medien dar.

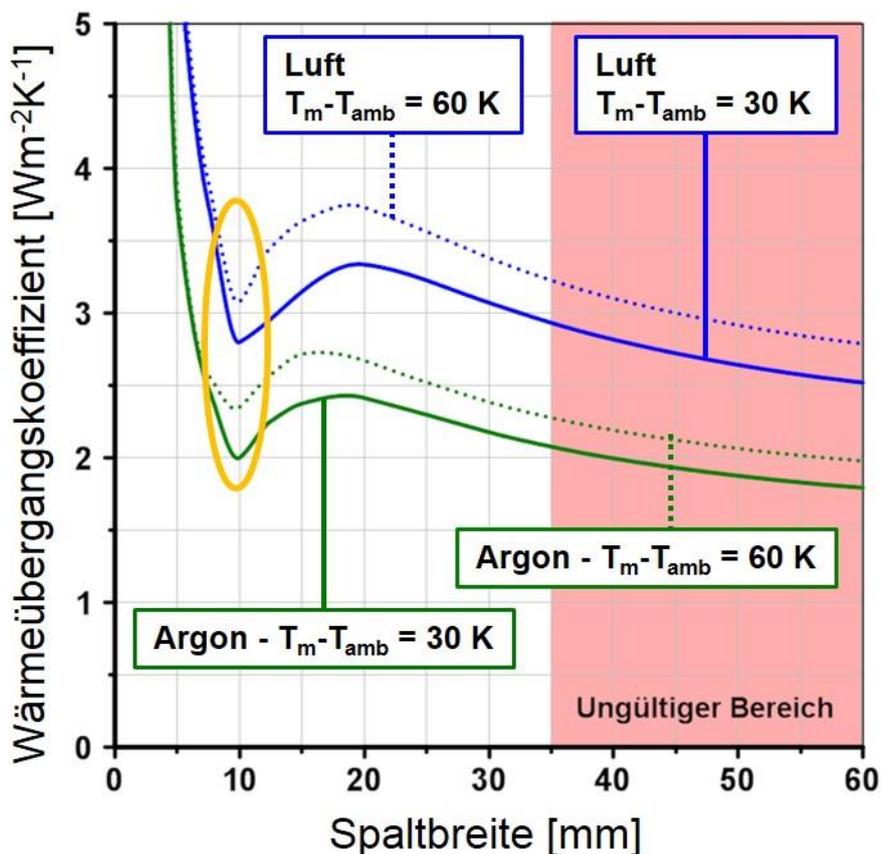


Abbildung 52: Konvektiver Übergang in Abhängigkeit der Spaltbreite

Wie bereits erwähnt, hängt der konvektive Wärmeübergang vom Kollektorbetriebspunkt ab. Hierfür wurde in Abbildung 52 eine Temperaturspreizung zwischen mittlerer Kollektorfluidtemperatur und Umgebungstemperatur von 30 K und 60 K gewählt, da dies übliche Betriebspunkte von thermischen Solaranlagen darstellen. Im Fall von  $T_m - T_{amb} = 60\text{ K}$  hat Argon bei einer Spaltbreite von 10 mm einen um 23 % geringeren

konvektiven Wärmeübergang gegenüber Luft. Aufgrund der höheren Viskosität ist zudem der Kurvenanstieg im Bereich zwischen 10 und 20 mm bei Argon deutlich flacher ausgeprägt als bei Luft.

Abbildung 53 zeigt den Einfluss des Mediums und der Spaltbreite auf den thermischen Wirkungsgrad.

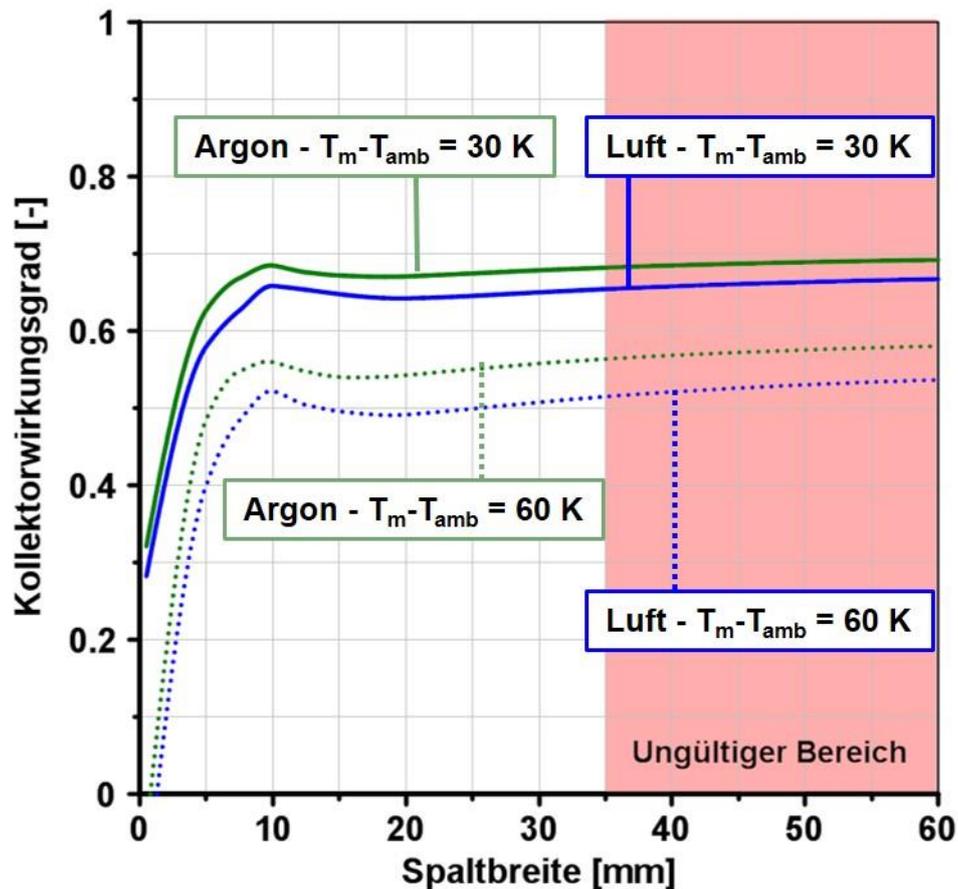


Abbildung 53: Wirkungsgrad in Abhängigkeit der Spaltbreite

Der Kollektorwirkungsgrad ist bei einer angestrebten Spaltbreite von 10 mm und Argonfüllung zwischen 3 % bis 9 % je nach Temperaturpreizung besser als beim konventionellen Flachkollektor.

Tabelle 8 beinhaltet die Kollektordaten der getesteten TPS-Kollektoren mit Blech-Rohr-Absorbern sowie der Referenzkollektoren. Die Leistungsmessungen wurden auf dem Sonnensimulator der Technischen Hochschule Ingolstadt durchgeführt.

Tabelle 8: Parameter der Musterkollektoren mit Blech-Rohr-Absorbern und Referenzkollektoren

Kollektor	TPS-1	TPS-2	TPS-AICu	TPS-CuCu	Ref 1	Ref 2
$\eta_0$ [-]	0,782	0,788	0,815	0,840	0,847	0,832
$a_1$ [Wm <sup>-2</sup> K <sup>-1</sup> ]	3,215	3,474	3,19	4,03	3,467	4,06
$a_2$ [Wm <sup>-2</sup> K <sup>-2</sup> ]	0,023	0,021	0,009	0,017	0,016	0,01
Aperturfläche [m <sup>2</sup> ]	1,9	1,9	1,8	1,8	2,09	2,09
SZR [mm]	10	10	20	15	--	--
Dämmung	Mineralwolle					
Dämmstärke (Hinten) [mm]	40	40	55	55	55	50
Dämmstärke (Seite) [mm]	--	--	20	20	10	10
Absorbertyp	Harfe	Harfe	Doppelharfe	Doppelharfe	Mäander	Doppelmäander
Material Absorberblech	Al	Al	Al	Cu	Al	Cu
Material Absorberrohren	Al	Al	Cu	Cu	Cu	Cu
Gas SZR	Argon	Argon	Argon	Argon	--	Argon

In Abbildung 54 sind die Wirkungsgradkurven der Funktionsmuster im Vergleich zu den Referenzkollektoren dargestellt.

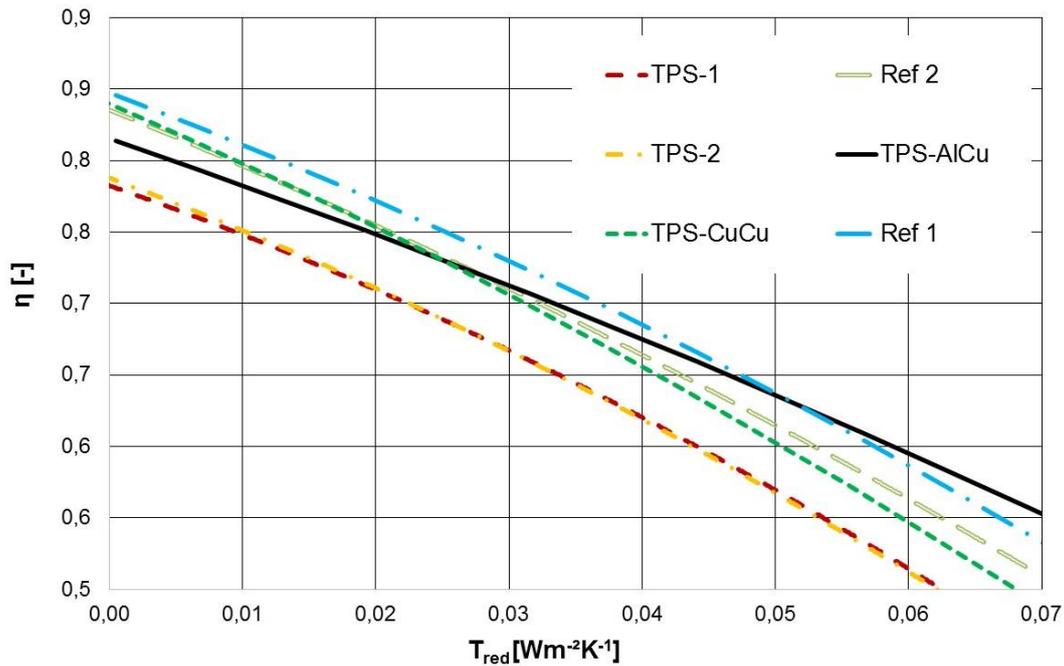


Abbildung 54: Übersicht der Wirkungsgrade der Funktionsmuster mit Blech-Rohr-Absorbern und den Referenzkollektoren

Aufgrund der sehr hohen Verformungen bei konventionellen Blech-Rohr-Absorbern wurde im Projektverlauf nach anderen Absorberbauformen recherchiert, die sich tendenziell weniger verformen und dennoch fertigungstechnische Vorteile aufweisen. Aufgrund des hermetisch-dichten SZR und des Handlings in der Fertigung schieden somit Finnenabsorber aus. Während der Bewertung stellte sich heraus, dass sich wegen der hohen Steifigkeit Roll-Bond-Absorber besonders eignen. Insgesamt wurden zwei dieser Absorbertypen für Funktionsmuster verwendet und anschließend im Labor vermessen. Tabelle 9 sind alle relevanten Größen dieser Funktionsmuster zu entnehmen.

Tabelle 9: Übersicht der Kollektorparameter mit Roll-Bond-Absorber

<b>Kollektor</b>	<b>TPS-RB-1</b>	<b>TPS-RB-2</b>
$\eta_0$ [-]	0,879	0,88
$a_1$ [ $\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ]	3,315	3,275
$a_2$ [ $\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-2}$ ]	0,020	0,016
<b>Aperturfläche [<math>\text{m}^2</math>]</b>	1,86	1,86
<b>SZR [mm]</b>	15	20
<b>Dämmstärke (Hinten) [mm]</b>	55	55
<b>Dämmstärke (Seite) [mm]</b>	20	20
<b>Absorbertyp</b>	Doppelharfe	Doppelharfe
<b>Material Absorberblech</b>	Al	Al
<b>Material Absorberrohre</b>	Al	Al
<b>Gas SZR</b>	Argon	Argon

Beide Funktionsmuster dieser Art zeigten bei der Leistungsmessung sehr gute Ergebnisse, unter anderem weil eine Verformung in Richtung der Abdeckung nicht auftrat (Abbildung 55).

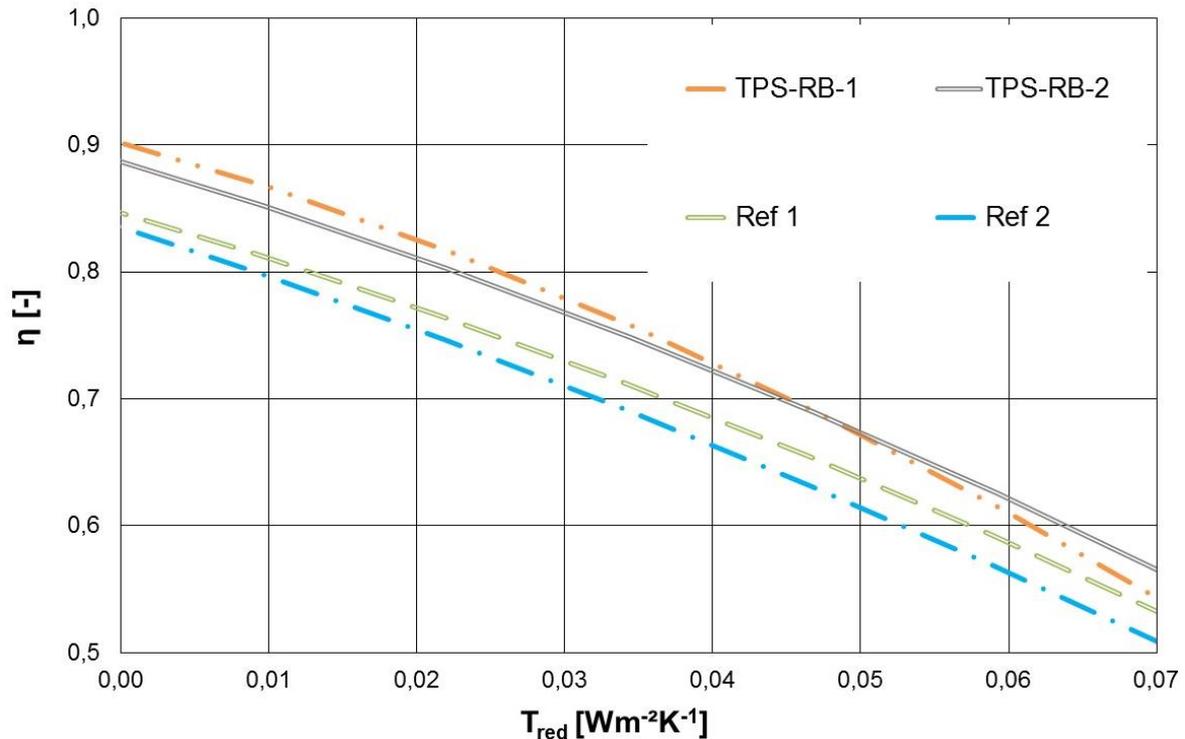


Abbildung 55: Übersicht der Wirkungsgrade von den Funktionsmustern mit Roll-Bond-Absorbern und den Referenzkollektoren

## 6.4 Systemsimulation

Auf Basis der Messergebnisse wurde eine Systemsimulation durchgeführt, um die anteilige Energieeinsparung gegenüber eines Referenzkollektors zu beurteilen. Modelliert wurde ein typisches Einfamilienhaus am Standort Würzburg mit einer heizungsunterstützenden Solaranlage. Das Haus ist mit einer Fußbodenheizung ausgestattet und hat einen jährlichen Wärmebedarf von insgesamt 19.100 kWh, wovon 2.500 kWh a<sup>-1</sup> auf die Warmwasserbereitung entfallen. Als Hauptwärmerversorger ist ein 15 kW Ölkessel installiert. Auf dem Hausdach ist eine knapp 15 m<sup>2</sup> große Solaranlage mit südlicher Ausrichtung aufgebaut. Tabelle 10 enthält die relevanten Parameter der Systemsimulation.

Tabelle 10: Parameter der Systemsimulation

<b>Haustyp</b>	<b>Einfamilienhaus</b>	<b>Einheit</b>
<b>Standort</b>	Würzburg	
<b>Wärmeenergiebedarf</b>	19.200	[kWh]
<b>Raumheizung</b>	16.660	[kWh]
<b>Warmwasser</b>	2.540	[kWh]
<b>Wärmeverteilung</b>	Fußbodenheizung	
<b>Heizsystem</b>	Ölkessel 15 kW	
<b>Pufferspeicher</b>	897	[l]
<b>Flachkollektoren</b>		
<b>Aperturfläche</b>	14,6 (8 Kollektoren)	[m <sup>2</sup> ]
<b>Azimut</b>	0 (Süd)	[°]
<b>Kollektoraufständigungswinkel</b>	45	[°]
<b><math>\eta_0</math></b>	0,815	[-]
<b><math>a_1</math></b>	3,52	[Wm <sup>-2</sup> K <sup>-1</sup> ]
<b><math>a_2</math></b>	0,012	[Wm <sup>-2</sup> K <sup>-2</sup> ]
<b>Wärmemittelträger</b>	Wasser	

Das Solarsystem wurde mit zwei verschiedenen Kollektortypen simuliert. Beide Kollektoren haben einen identischen Absorber und unterscheiden sich lediglich in der Spaltbreite und durch den geschlossenen beziehungsweise offenen SZR. Für beide Solarsysteme wurde die anteilige Energieeinsparung  $f_{sav}$  nach DIN EN 12977-2 (2012) berechnet. Diese Referenzgröße entspricht dem Anteil der eingesparten Energie eines Heizsystems mit Solaranlage im Verhältnis zu einem konventionellen Heizsystem ohne solarthermische Unterstützung:

$$f_{sav} = \frac{Q_{konventional} - Q_{aux}}{Q_{konventional}} \quad (6.3)$$

Insgesamt liegt der  $f_{sav}$  des gasgefüllten Flachkollektors um 4 % höher als der des konventionellen Solarkollektors. Diese Einsparung basiert auf den Kollektorparametern, die im Labor ermittelt wurden, das heißt mit einer deutlichen Absorberverformung und somit erhöhten Konvektionsverlusten. Sofern das volle Potenzial des gasgefüllten Flachkollektors genutzt werden kann, liegt die anteilige Energieeinsparung deutlich höher (> 10 %) als bei einem konventionellen Flachkollektor.

## 6.5 Stagnationstemperatur

Da die Primärversiegelung auf eine Dauergebrauchstemperatur (DGT) von rund 140 °C ausgelegt ist, sind die auftretenden Maximaltemperaturen von großem Interesse. Die DGT ist definiert als die maximale Temperatur, bei der Kunststoffe nach einer vorgegebenen Auslagerungsperiode noch mindestens 50 % der ursprünglichen mechanischen Eigenschaften aufweisen (DIN 53476). Die Kurzzeit-Gebrauchstemperatur (KGT) hingegen ist der Zeitraum, bei der der Klebstoff kurzfristig einem höheren Temperaturniveau ausgesetzt werden kann. Einen großen Einfluss auf Alterungseffekte haben dabei die Temperaturstandzeit und die Häufigkeitsverteilung von Temperaturen oberhalb der DGT. Als Grundlage für weiterführende Forschung wurden die Maximaltemperaturen für einen gasgefüllten Flachkollektor am Standort Würzburg über ein Jahr simuliert (Abbildung 56).

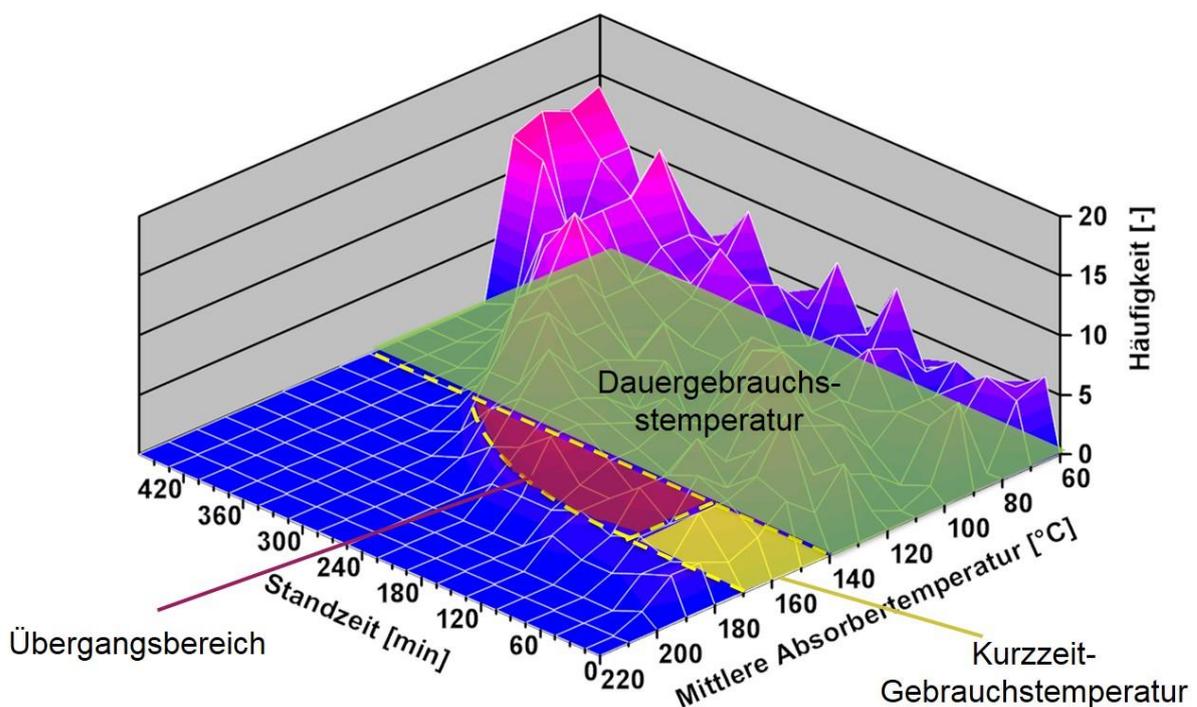


Abbildung 56: Temperaturverteilung eines gasgefüllten Flachkollektors in trockener Stagnation

Der Großteil der auftretenden Temperaturen liegt im Bereich der Dauergebrauchstemperatur und ist somit unkritisch. Den Bereich zwischen 140 und 170 °C ist der Klebstoff nur kurzzeitig auszusetzen. Über ein Jahr treten weniger als 5 mal 170 °C bei einer Standzeit von 60 Minuten auf. Die Temperaturspitzen oberhalb 170 °C sind aufgrund der kurzen Dauer und geringen Häufigkeit noch vertretbar. Problematisch hingegen ist der rote Bereich, in dem die KGT über längere Zeit überschritten wird. In diesem Be-

reich ist mit einer deutlich beschleunigten Alterung des Materials zu rechnen. Allerdings bezieht sich diese Darstellung auf die mittlere Absorbtemperatur. Da der Klebstoff entlang der Ränder aufgebracht ist, kann von geringeren Temperaturen ausgegangen werden. Dieser Umstand entschärft zwar die Temperaturen im roten Bereich, allerdings müssen in speziellen Untersuchungen (Langzeitexposition mit mechanischen Belastungstests) die endgültige Tauglichkeit des Klebstoffs analysiert werden (siehe Kapitel Versuch und Erprobung). Um einen hermetisch dichten Randverbund über die Kollektorlebensdauer zu gewährleisten sind Materialoptimierungen am Butyl zu prüfen. Derartige Temperaturen treten im Bereich der Sekundärversiegelung nicht auf. Parallel dazu müssen darüber hinaus konstruktive Methoden zur Reduzierung der Randverbundtemperatur am Absorber, wie zum Beispiel eine passive Kühlung oder schaltende Schichten, verfolgt werden. Die Sekundärversiegelung kann Temperaturen oberhalb von 200 °C ausgesetzt werden.

Die wichtigsten Ergebnisse dieses Kapitels sind nachfolgend nochmal zusammengefasst:

- Über einen gasgefüllten SZR lassen sich die konvektiven Wärmeverluste signifikant senken.
- Aus diesem Zusammenhang ergeben sich in der Simulation große Einsparpotenziale bei den Materialkosten am Absorber.
- Zwischen dem theoretischen Ansatz in der ersten Simulation und den Ergebnissen der Funktionsmuster ist eine deutliche Abweichung, weshalb das Simulationsmodell angepasst wurde.
- Gegenüber Solaranlagen mit konventionellen Flachkollektoren ergibt sich ein moderater Leistungszuwachs von rund 4 %; dies jedoch noch bei großer Absorberverformung.
- Maßnahmen, um die hohen Temperaturlasten und -standzeiten am Randverbund zu reduzieren, sind sinnvoll und notwendig.

## 7 TPS-Kollektorfertigung

Hauptaugenmerk des Projektes war es, die Fertigungstechnik des Projektpartners für Flachkollektoren zu adaptieren. Abbildung 57 zeigt den Aufbau und die wichtigsten Fertigungsschritte der „tps'line“.

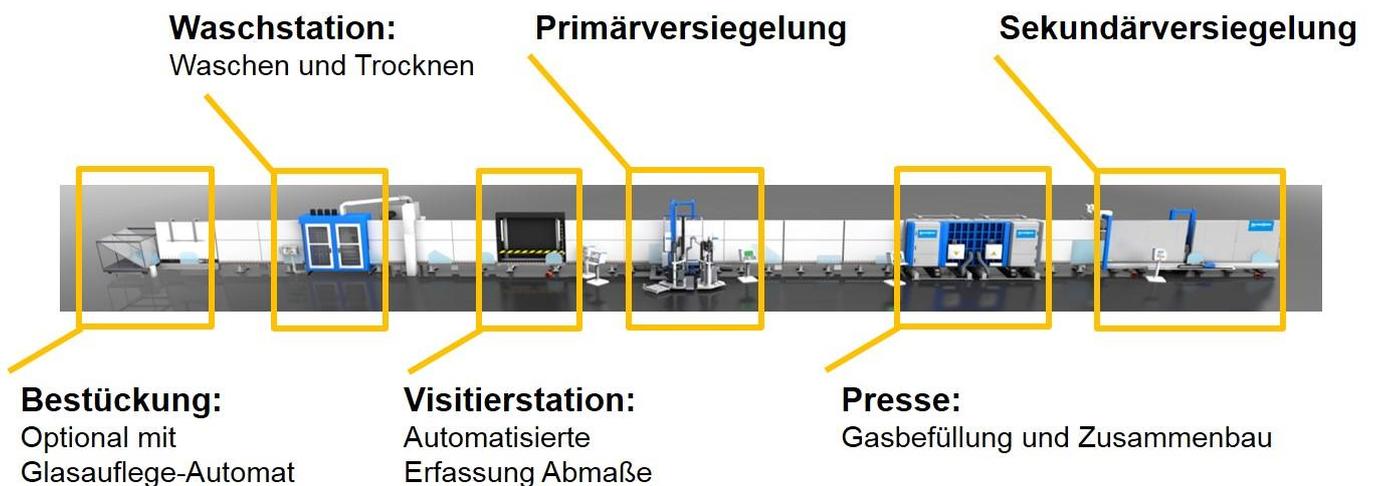


Abbildung 57: Fertigungsschritte der TPS-Fertigungslinie

Nachfolgend wird die Musterfertigung beispielhaft anhand eines Kollektors mit Blech-Rohr-Absorber beschrieben. Zu Beginn der Musterfertigung wird die Abdeckung auf der tps'line positioniert und gereinigt, damit die Scheibe nach der Inspektion direkt in die Presse gelangt. Anschließend wird auf einen Werkstückträger der Blech-Rohr-Absorber fixiert (Abbildung 58).

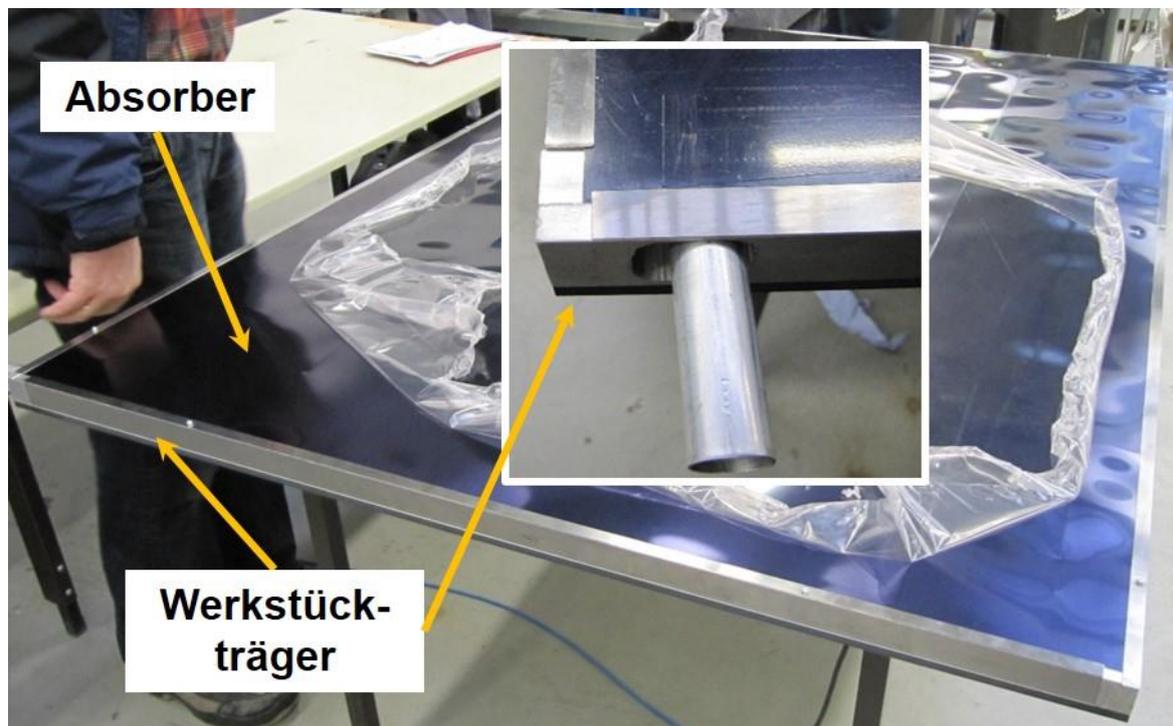


Abbildung 58: Detailaufnahme des Werkstückträgers und Absorbers

Grundsätzlich ist die Handhabung auch ohne Werkstückträger möglich, jedoch verursacht das dünne Absorberblech aufgrund der geringen Steifigkeit Komplikationen beim

Transport des Absorbers, bei der Klebstoffapplikation und beim Pressen. Ein Werkstückträger erleichtert den Transport auf dem Rollenförderer, sorgt für eine stets fixe Position während der Applikation und verhindert Beschädigungen am Absorber beim Zusammenbau mit der Abdeckung (Pressen). Nachdem der Absorber auf dem Rollenförderer vertikal positioniert ist, wird dieser mittels einem Luftkissen von der Fertigungswand auf Abstand gehalten und zum ersten Fertigungsschritt, dem TPS-Applikator, transportiert. Beim TPS-Applikator wird der thermoplastische Kunststoff durch eine Düse auf den Absorber oder die Abdeckung appliziert. Dieser bildet später den organischen Abstandshalter zwischen Absorber und Abdeckung. Über die Butyl-Applikationshöhe lässt sich der Abstand zwischen Absorber und Abdeckung einstellen. Abbildung 59 zeigt die Butyl-Applikation an einer Glasscheibe.

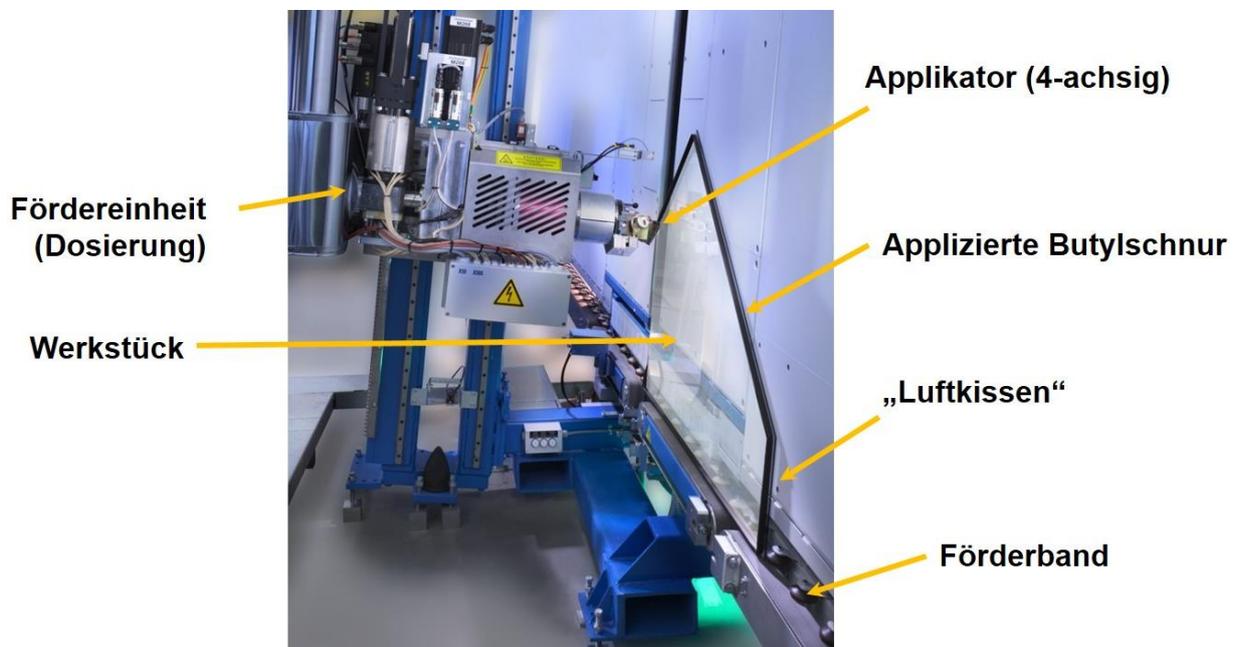


Abbildung 59: Darstellung der wichtigsten Komponenten des TPS-Applikators

In Abbildung 60 ist der Fertigungsschritt bei einem Blech-Rohr-Absorber dargestellt.

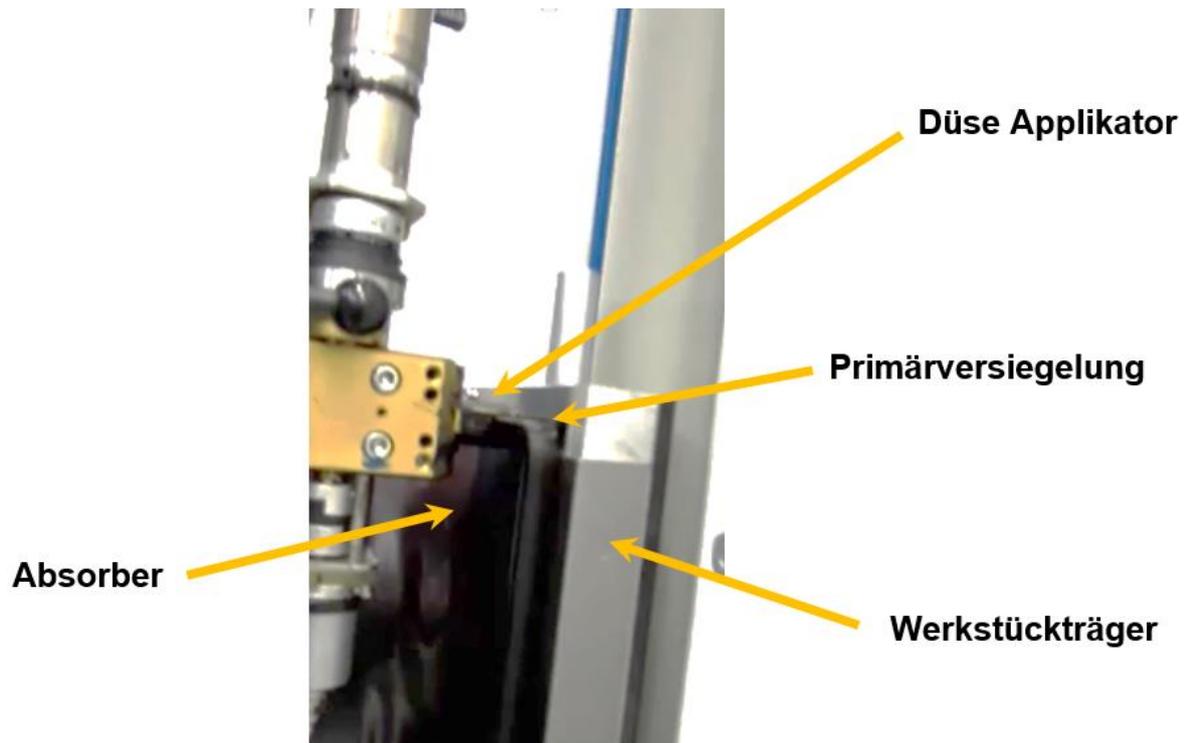


Abbildung 60: Detailaufnahme bei der Applikation der Primärversiegelung auf einen Blech-Rohr-Absorber

Besonders an den Ecken ist eine sorgfältige Applikation der Primärversiegelung notwendig, die viele Erfahrungswerte benötigt.

Um die Dichtigkeit der Primärversiegelung zu gewährleisten, entwickelte die Bystronic Lenhardt GmbH eine spezielle Methode zur Zusammenführung der Butylschnur (Abbildung 61).

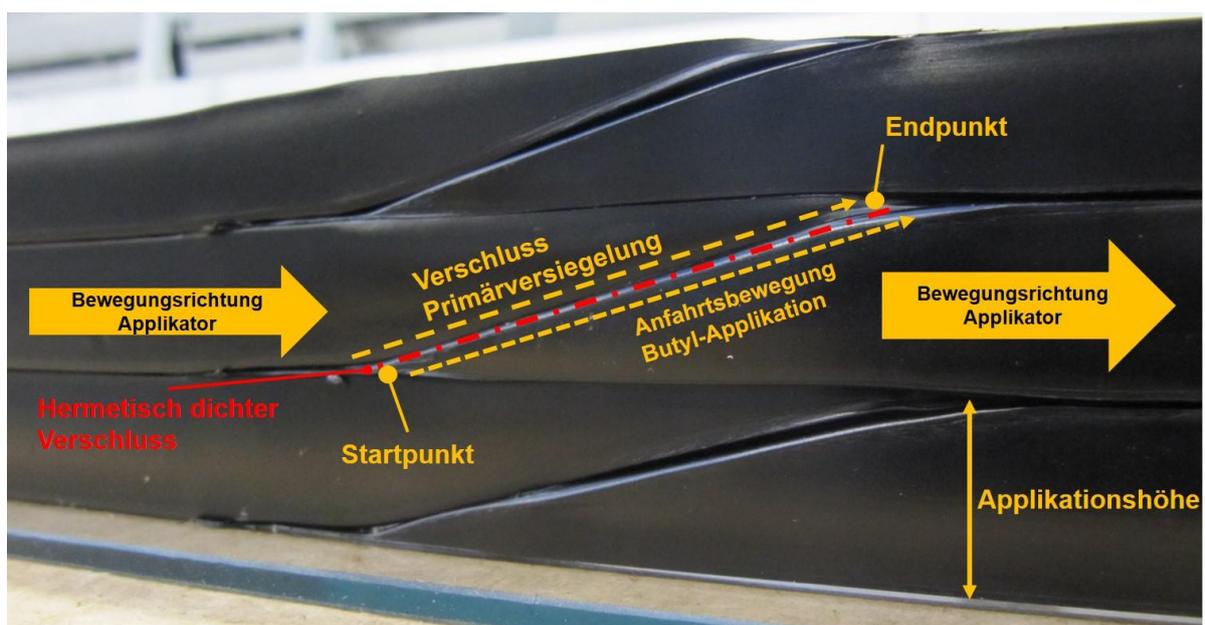


Abbildung 61: Hermetisch dichter Verschluss der Primärversiegelung

Der Roboter beginnt die Applikation mit einer rampenähnlichen Bewegung. Ist die Düse an der programmierten Applikationshöhe angelangt, setzt der Roboter den Auftrag der Primärversiegelung entlang der Absorberränder fort. Der Startpunkt der Bewegung wird abgespeichert und sobald der Roboter an diesem wieder ankommt, läuft nochmals die gleiche Bewegung ab, sodass sich die Start- und Endpunkte überlappen. Das Butyl wird mit einer Temperatur von rund 150 °C auf das Absorberblech aufgebracht. Durch die relative hohe Temperatur und die geringe Absorberblechstärke entsteht beim Kontakt mit dem Klebstoff eine thermisch-induzierte Verformung, wodurch sich das Blech wirft. Abbildung 62 verdeutlicht diesen Effekt, bei der der Abdruck eines deformierten Absorberblechs anhand einer ausgehärteten Primärversiegelung dargestellt ist.

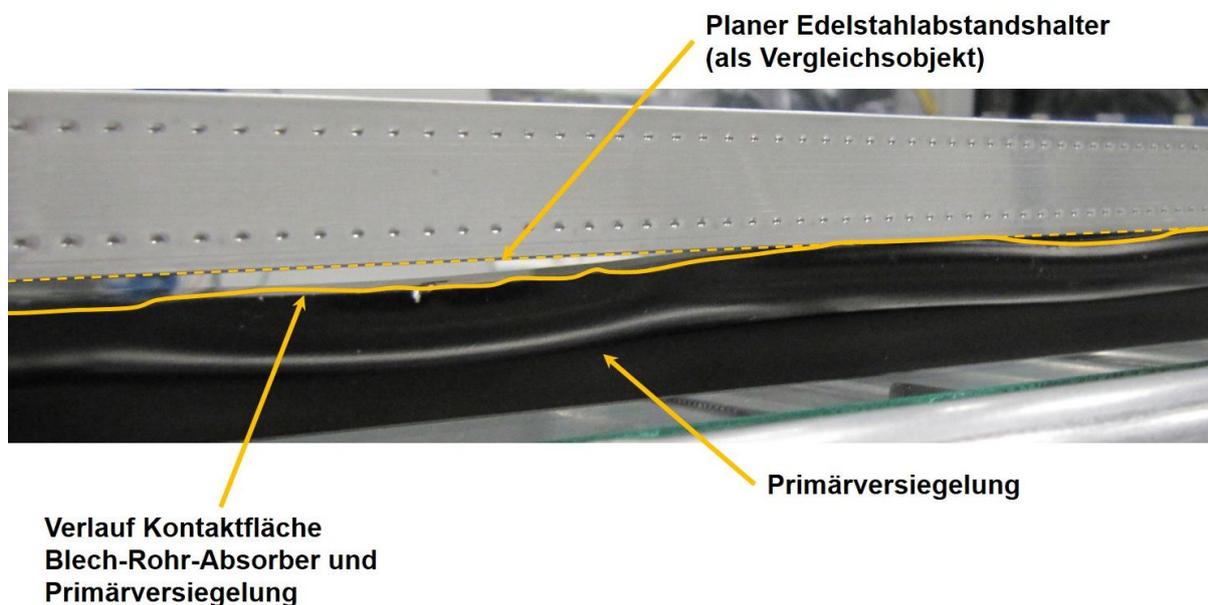


Abbildung 62: Abdruck Absorberblech nach TPS-Applikation

Mit einem unelastischen Abstandshalter, wie zum Beispiel einem Edelstahlabstandshalter, ist es fragwürdig, ob ein hermetisch dichter Scheibenzwischenraum bei einem Flachkollektor über längere Zeit gewährleistet werden kann. Dies ist ein Grund dafür, dass eine solche Komponente für die Kollektorkonstruktion ausschied.

Nach der Applikation gelangt der Absorber (Abbildung 63) zum Zusammenbau in die Presse. Während des Pressvorgangs wird der Scheibenzwischenraum simultan mit Argon geflutet.

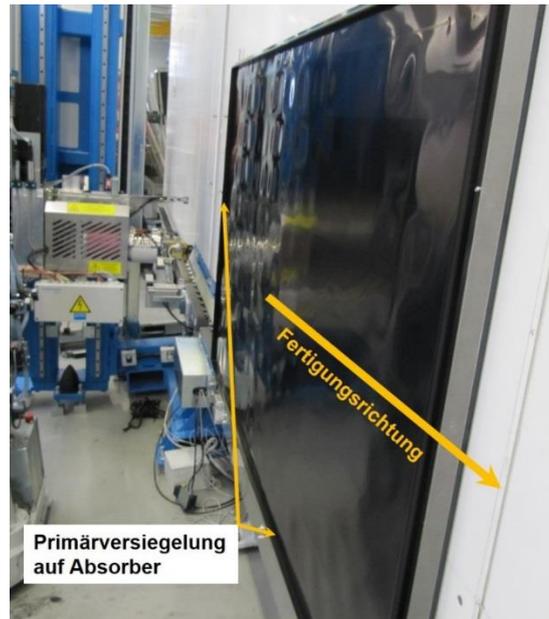


Abbildung 63: Applizierter Blech-Rohr-Absorber auf der Einfahrt in die Tandem-Press  
 In der Tandem-Press (Abbildung 64) befindet sich bereits das Solarglas.

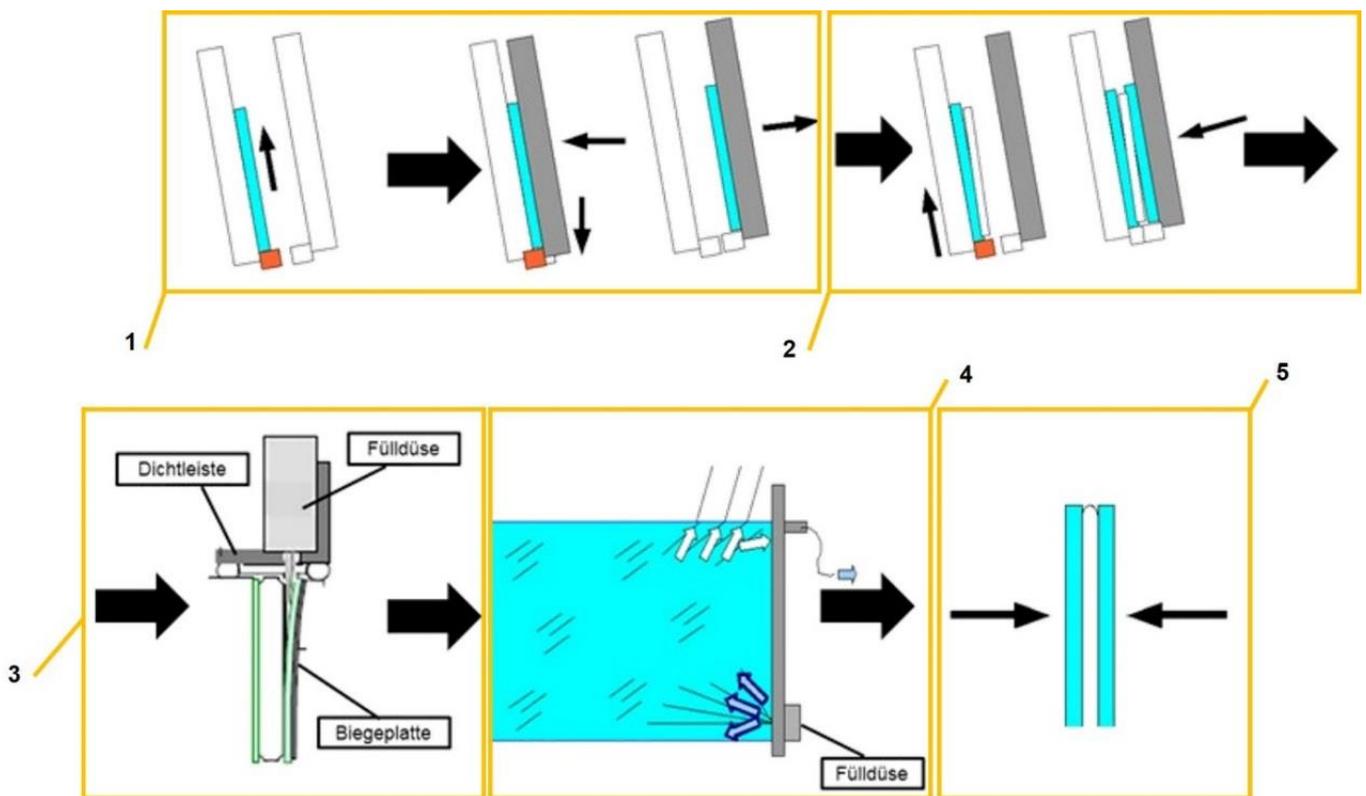


Abbildung 64: Funktionsablauf Tandem-Press

Dieses wird von der beweglichen Seite der Presse (1) angesaugt, sodass der Absorber anstelle der Scheibe einfahren kann. Im nächsten Schritt schließt sich die Presse (2)

und die Biegeplatte erzeugt einen Unterdruck, um die Abdeckung an zwei gegenüberliegenden Ecken aufzubiegen (3). Über eine Fülldüse wird Argon in den Scheibenzwischenraum eingebracht, bis an der oberen Ecke ein Sensor den Argonfüllgrad bestätigt (4). Abschließend wird die Abdeckung auf den Randverbund angelegt und das Bauteil wird gepresst (5).

Abbildung 65 zeigt den zusammengebauten Verbund aus Blech-Rohr-Absorber, Primärversiegelung und Abdeckung.

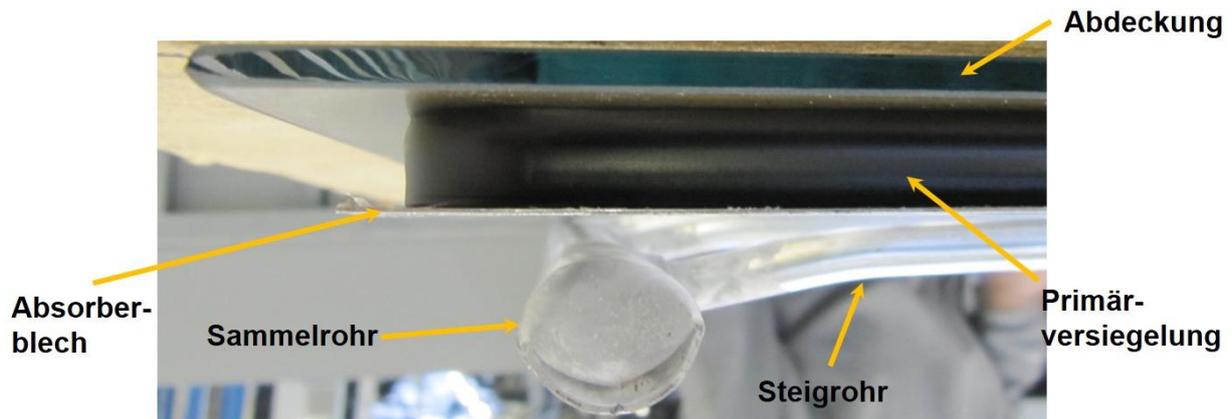


Abbildung 65: Verbund aus Absorber, Primärversiegelung und Abdeckung

Der letzte Arbeitsgang ist die Aufbringung der Sekundärversiegelung. Im Rahmen der Musterfertigung wurde dieser Schritt händisch erledigt. Der Verbund aus Absorber und Abdeckung wurde bei den ersten Funktionsmustern nicht in ein Kollektorgehäuse eingebaut, sondern mit einer gedämmten Rückwand verklebt (Abbildung 66).

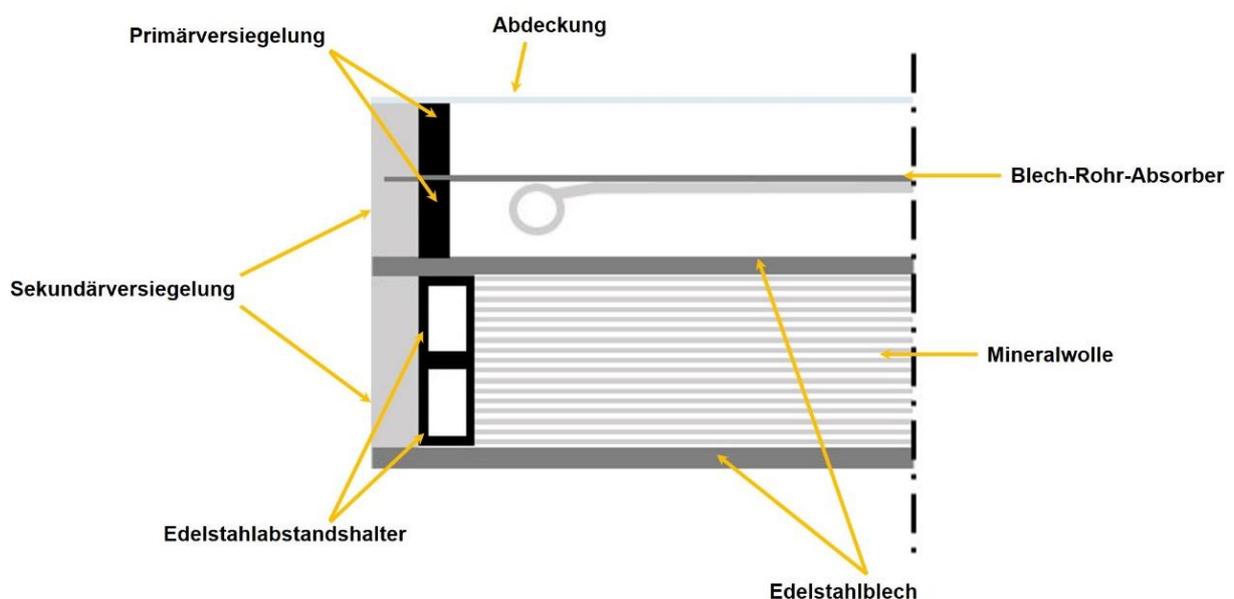


Abbildung 66: Schnittzeichnung Funktionsmuster TPS-1

Abbildung 67 zeigt die Aufbringung der Sekundärversiegelung als letzten Arbeitsgang.

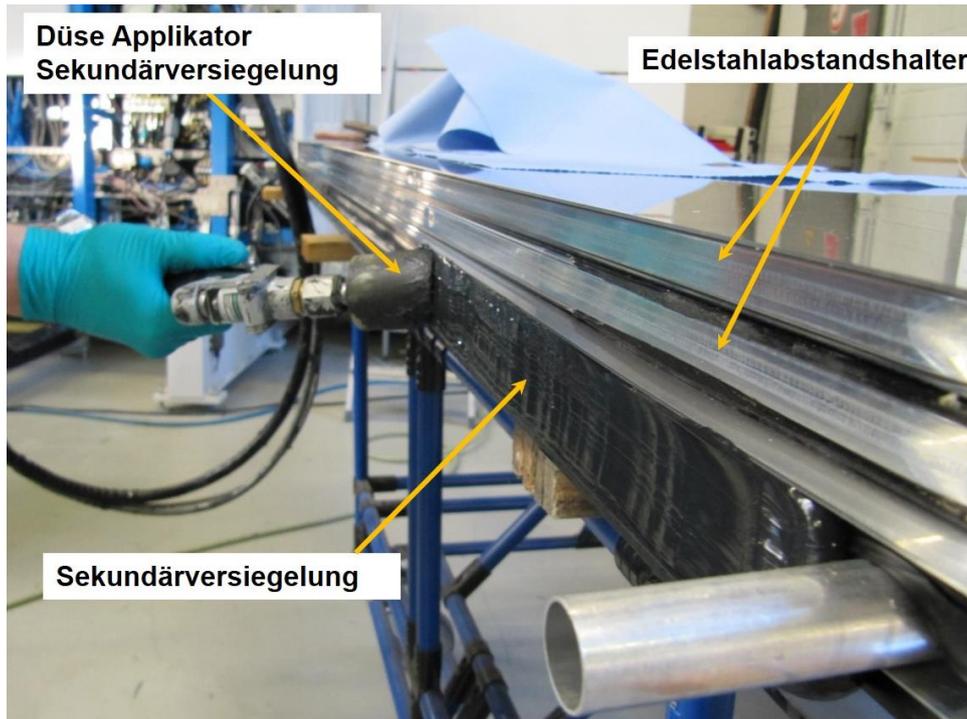


Abbildung 67: Manuelle Aufbringung der Sekundärversiegelung bei einem Funktionsmuster

Abschließend muss der Kollektor noch aushärten. Die Aushärtedauer lässt sich über die Zusammensetzung des 2-Komponenten-Klebers einstellen.

Die zweite Musterfertigung, bei der unter anderem auch zwei Roll-Bond-Absorber verbaut wurden, lief analog ab. Bei den Roll-Bond-Absorbern wurde aber nicht direkt auf den Absorber appliziert, sondern auf das Solarglas. Aufgrund der herausragenden Absorberoberfläche (Abbildung 68) ist bei diesem Absorbertyp keine direkte Butyl-Applikation möglich, da der Applikations-Roboter die dreidimensionale Struktur nicht ausgleichen kann und so Schäden an Bauteil und Maschine auftreten können.

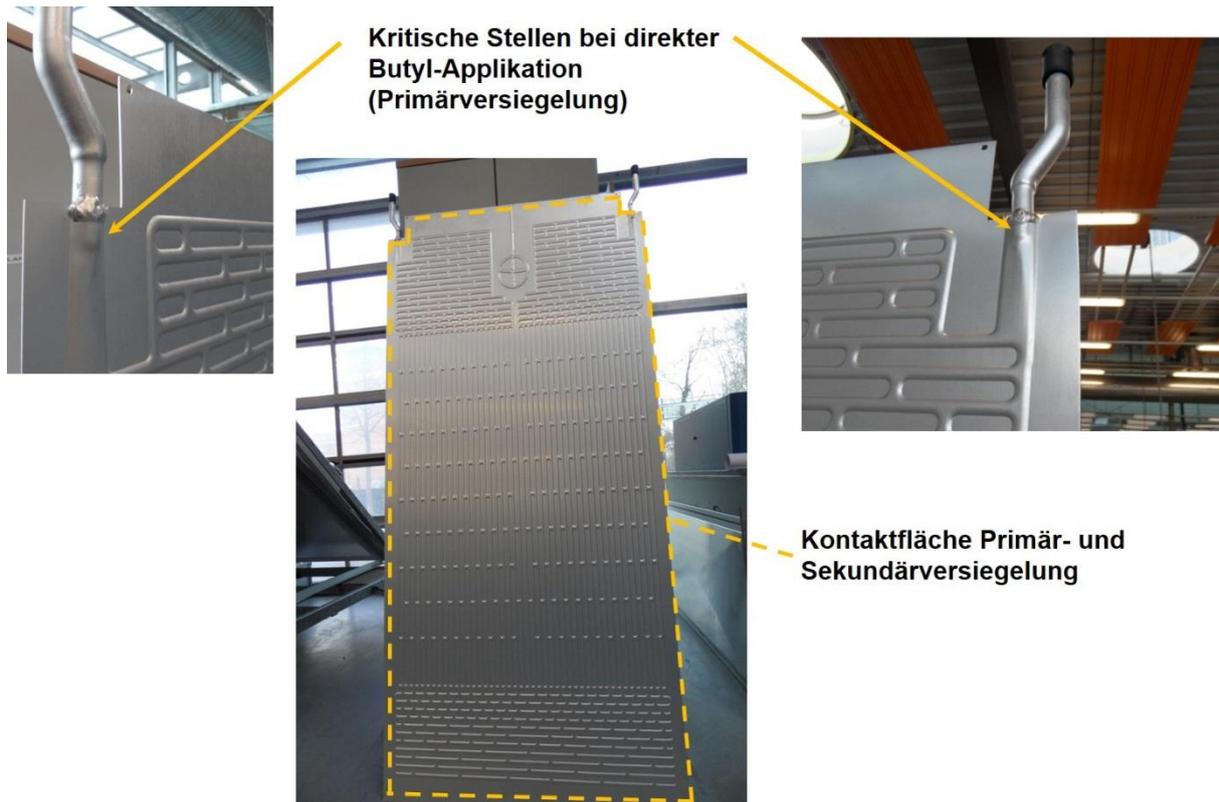


Abbildung 68: Problematische Absorberstruktur

Beim Handling des Roll-Bond-Absorbers erwies sich das stärkere Blech als vorteilhaft. Problematisch dagegen war die dauerhafte Dichtigkeit des Randverbunds aufgrund der Absorberstruktur.

Die Fertigung verschiedener Absorbertypen auf der tps'line wurde im Rahmen des Forschungsprojekts untersucht und nachgewiesen. Grundsätzlich lassen sich sowohl Blech-Rohr-Absorber als auch Roll-Bond-Absorber applizieren. Die Verarbeitung von Blech-Rohr-Absorbern verlief unproblematisch. Bei dieser Absorberart ist ein Werkstückträger vorzusehen, da ansonsten das Bauteil weder auf der Fertigungslinie befördert noch appliziert werden kann. Da der Absorber allseitig gelagert ist, kommt es beim Kontakt mit dem Hotmelt (Heißklebstoff) zu deutlichen thermischen Verformungen. Bei falschem oder nachlässigem Zusammenbau können diese zu einer Undichtigkeit des Randverbunds führen. Es ist deshalb ratsam, den Zusammenbau aus Absorber, Randverbund und Abdeckung möglichst zügig vorzunehmen, bevor der Klebstoff erstarrt.

Bei der Verwendung von Roll-Bond-Absorbern ist eine Fertigung ohne Werkstückträger grundsätzlich vorstellbar. Aus fertigungstechnischer Sicht erwies sich die herausragende Absorberstruktur als nachteilig, da eine direkte Applikation auf den Absorber so nicht möglich war und eine dauerhafte Dichtigkeit an den gezeigten Stellen kritisch zu sehen ist. In Gesprächen mit dem Absorberhersteller stellte sich heraus, dass es

möglich ist, den identischen Roll-Bond-Absorber auch mit einer planen Absorberoberfläche herzustellen.

Im Projekt konnten keine Probleme hinsichtlich Haftung zwischen Absorber (Aluminium oder Kupfer) und dem Klebstoff festgestellt werden. Eine genauere Analyse der Verträglichkeit zwischen Klebstoff und Applikationsoberfläche sollte in jedem Fall beim Materialhersteller durchgeführt werden.

## **7.1 Konzepte TPS-Kollektorfertigungslinie**

Bedingt durch den sehr hohen Automatisierungsgrad und die Fertigungspräzision ist die Anschaffung der tps'line mit einer sehr hohen Investition zwischen 1,2 Mio. € und 2,9 Mio. €, verbunden. Aufgrund der aktuellen Marktentwicklung ist derzeit kein Kollektorhersteller gewillt, diese hohe Summe zu investieren. Aus diesem Grund wurden im Forschungsvorhaben drei Konzepte einer TPS-Fertigung für solarthermische Flachkollektoren erstellt, die sich jeweils im Automatisierungsgrad und somit in den Investitionskosten unterscheiden. Um die Wirtschaftlichkeit bewerten zu können, wurden diese Linien anschließend mit einer konventionellen Flachkollektorfertigung verglichen.

Abbildung 69 zeigt beispielhaft das Konzept „High“ im Vergleich zum Konzept „Low“ mit maximalem respektive minimalem Automatisierungsgrad.

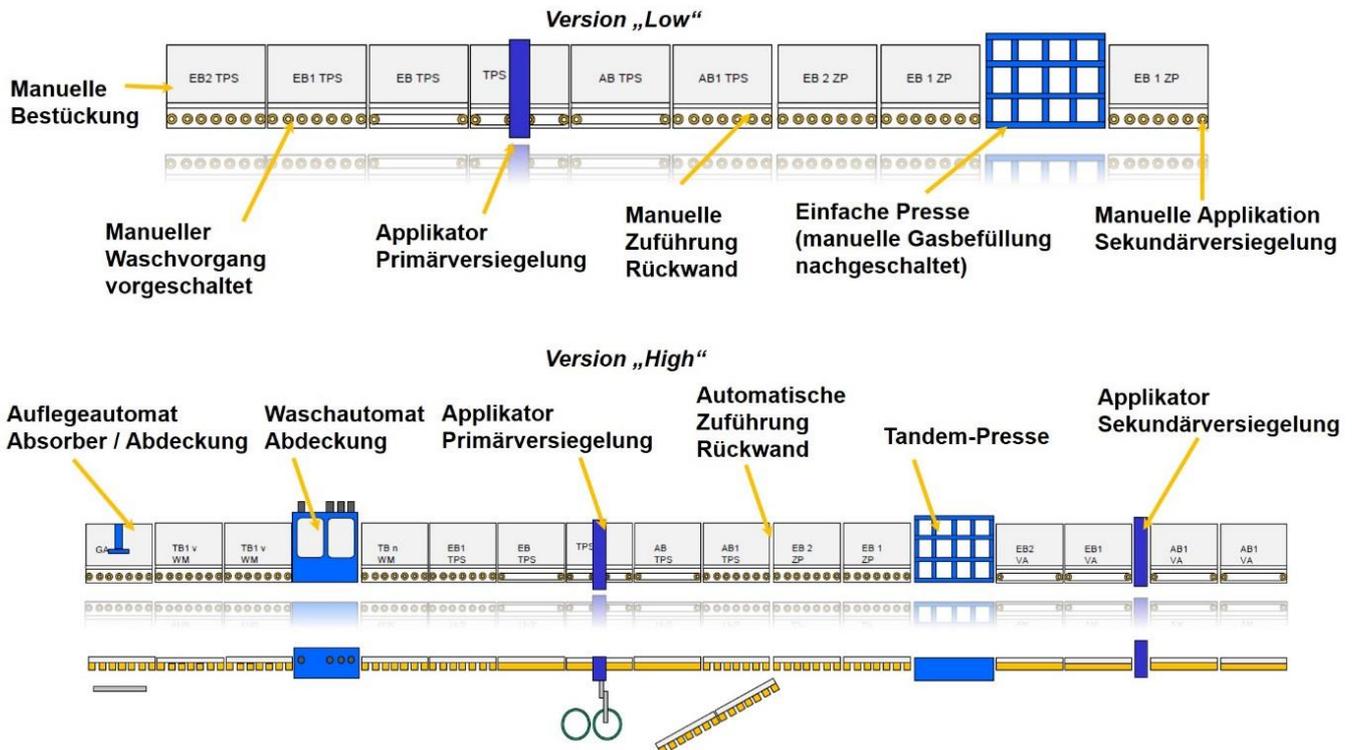


Abbildung 69: Schematischer Vergleich der beiden Fertigungskonzepte tps'Low (oben: geringer Automatisierungsgrad) und tps'High (unten: maximaler Automatisierungsgrad) <sup>2</sup>

Unabhängig vom Automatisierungsgrad erfolgt die Applikation der Primärversiegelung stets von einem Roboter. Fertigungsschritte wie zum Beispiel das Auflegen der Bauteile können wahlweise automatisiert oder manuell erfolgen. Dies trifft auch auf den Waschvorgang und die Applikation der Sekundärversiegelung zu. Im Gegensatz zur Tandem-Presse muss bei der tps'Low der SZR per Hand mit Gas befüllt werden, dementsprechend steigt die Taktzeit der Linie an. Im Fall der hochautomatisierten Linie sind Durchlaufzeiten von 60 s pro Kollektor darstellbar, wohingegen mit mindestens 4 Minuten pro Kollektor bei der tps'Low zu rechnen ist. Zum Betrieb der tps'High sind maximal 6 Werker notwendig, während mindestens 8 Werker bei der Basisversion tps'Low benötigt werden.

## 7.2 Wirtschaftlichkeit TPS-Kollektorfertigung

Zur wirtschaftlichen Bewertung wurde ein detailliertes Berechnungstool entwickelt. Anhand dieser Software lassen sich die Fertigungskosten mit hoher Genauigkeit kalku-

<sup>2</sup> Wird lediglich der Verbund aus Absorber, Randverbund und Abdeckung gefertigt und dieser anschließend in ein konventionelles Gehäuse eingelegt, kann die Zuführung der Rückwand entfallen.

lieren und mit einer Referenzlinie vergleichen. Die Bystronic Lenhardt GmbH verwendet diese Software intern, um die Gesamtkosten der eigenen Linie zu bewerten, aber auch zur besseren Kostendarstellung für Kunden (Abbildung 70).

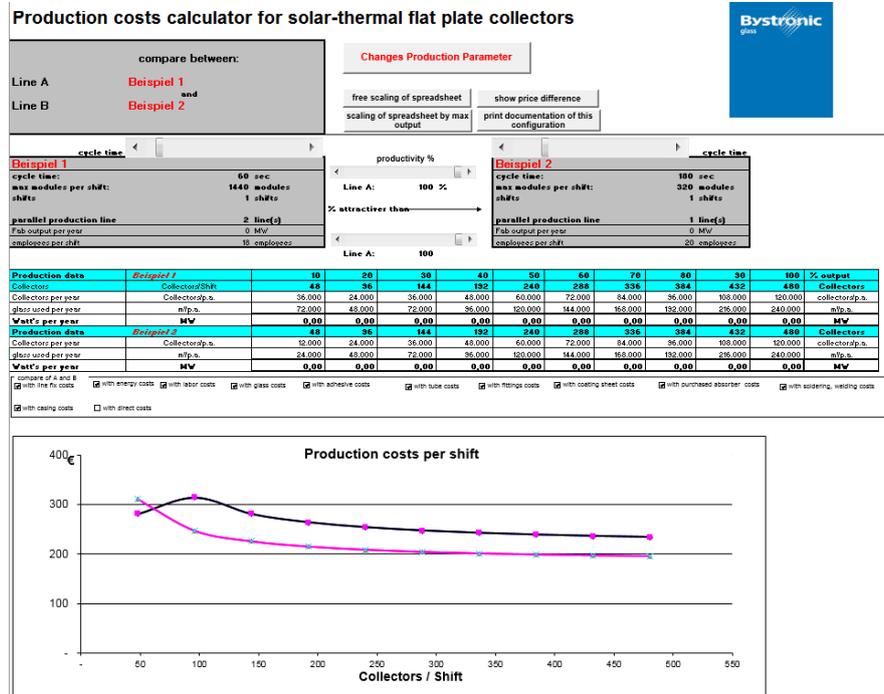


Abbildung 70: Ausschnitt des entwickelten Kostenkalkulationstools

Als Referenz wurde eine moderne, konventionelle Fertigungslinie (KonvFK) aus der Kurzstudie von Müller und Zörner (2010) festgelegt. Auf Basis der konzeptionierten Fertigungslinien ermittelte die Bystronic Lenhardt GmbH die Produktionskenngrößen.

Tabelle 11 sind die relevanten Parameter der Linien zu entnehmen.

Tabelle 11: Übersicht der relevanten Parameter zwischen den TPS-Fertigungslinien und einer konventionellen Kollektorfertigung

<b>Fertigungs- linie</b>	<b>Takt- zeit [s]</b>	<b>Investitions- kosten [Mio. €]</b>	<b>Kollektoren pro Schicht [-]</b>	<b>Kollektoren pro Jahr [-]</b>	<b>Personal [-]</b>
<b>tps' Low</b>	240	1,2	120	90.000**	8*
<b>tps' Mid</b>	120	1,9	240	180.000**	8*
<b>tps' High</b>	60	2,9	480	360.000**	6*
<b>KonvFK</b>	240	1,2	120	90.000**	9*

\* Inklusive Waschvorgang und Verpackung

\*\* 3-Schichtbetrieb

Da die konventionelle Kollektorfertigung teilweise eine höhere Taktzeit als die Varianten der tps'line hat, wurden in der Betrachtung mehrere konventionelle Fertigungslinien parallel betrieben, um einen identischen Kollektorausstoß zu erreichen. Das Duplizieren der Fertigungslinien, um höhere Produktionskapazitäten zu erzielen, konnte auch von Müller und Zörner (2010) festgestellt werden.

Um ein möglichst aussagekräftiges Ergebnis zu erreichen, wurde – soweit möglich – von identischen Komponentenkosten ausgegangen, das heißt der TPS-Kollektor basiert auf einer Rahmenkonstruktion mit üblichen Komponenten wie Al-Cu-Absorber, Dämmung (Mineralwolle) und Solarglas. Referenzkollektor und TPS-Kollektor unterscheiden sich also lediglich durch einen hermetisch dichten Scheibenzwischenraum, sodass die Klebstoffkosten beim TPS-Kollektor um etwa 8 % höher sind als bei einem konventionellen Flachkollektor. Dadurch sind die Materialgesamtkosten des TPS-Kollektors in Summe etwas höher als die des konventionellen Flachkollektors. Die Kostenverteilung ist in Abbildung 71 dargestellt.

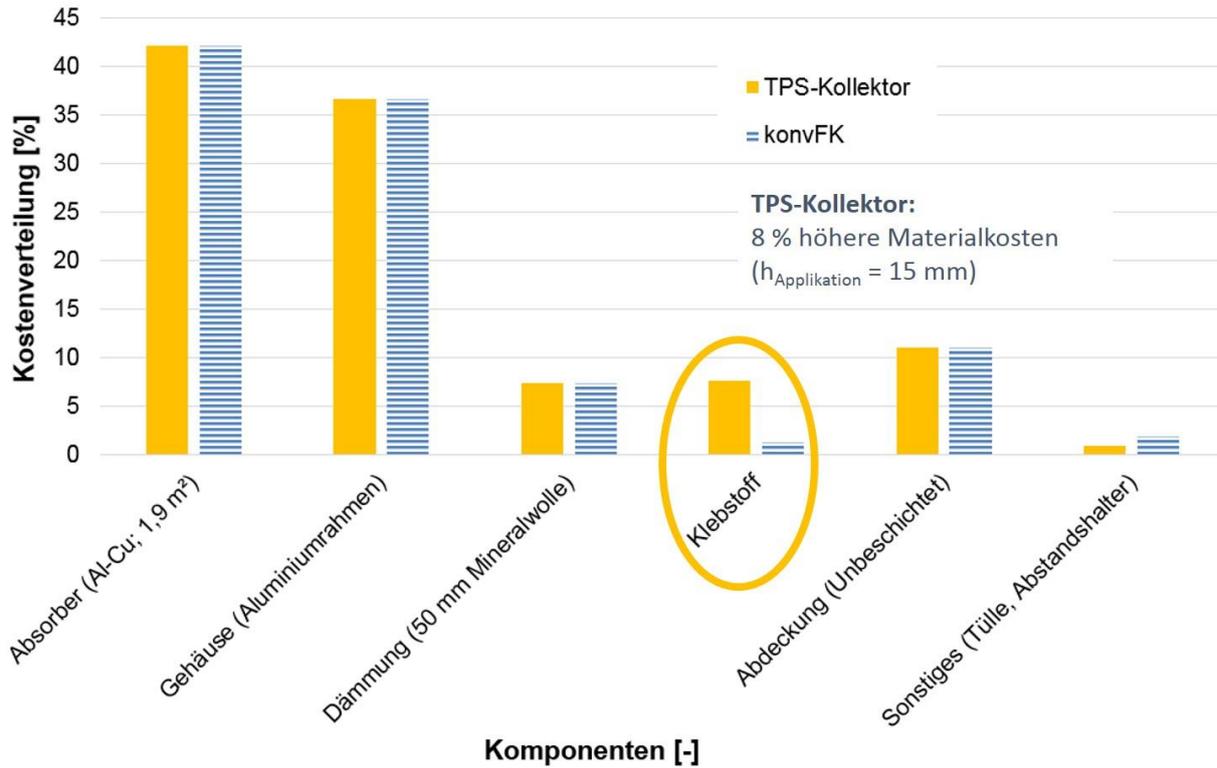


Abbildung 71: Kostenaufteilung konventioneller Flachkollektor und TPS-Kollektor

Standardmäßig wurde beim TPS-Kollektor von einer Applikationshöhe von 15 mm (SZR 15) ausgegangen. Durch Optimierungen am Absorber lassen sich geringere Applikationshöhen bei gleichen Scheibenzwischenräumen erreichen, wodurch die Kosten für den Klebstoff reduziert werden. Abbildung 72 zeigt beispielhaft eine dieser Optimierungsmöglichkeiten.

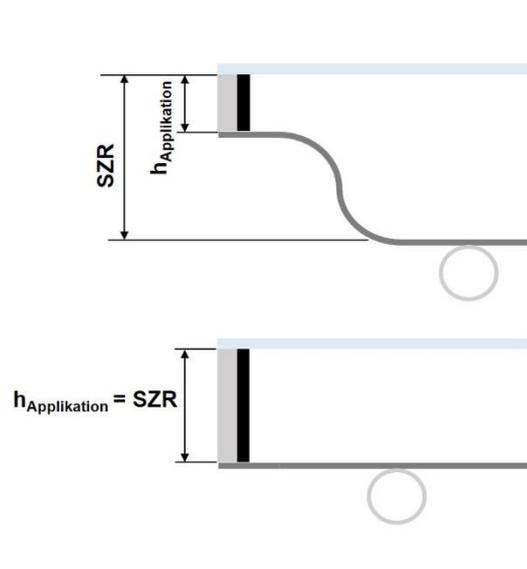


Abbildung 72: Signifikantes Kostensenkungspotenzial bei optimierter Absorbergeometrie

Weiteres Einsparpotenzial, wie zum Beispiel die Materialreduzierung am Absorber, Verwendung günstiger Dämmstoffe oder eine Optimierung der Materialstärken bei Primär- und Sekundärversiegelung, blieben unberücksichtigt. Allerdings bergen diese Punkte noch ein erhebliches Einsparpotenzial gegenüber konventionellen Flachkollektoren. Weiterhin sind in der Betrachtung keine Skaleneffekte berücksichtigt worden. Die Kollektorherstellkosten sind in Fix-, Lohn- und Materialkosten gegliedert und mit dem Formelzeichen  $\varepsilon$  abgekürzt. Als Bewertungszahl wurden die relativen Kollektorkosten  $\beta$  verwendet:

$$\beta = \frac{\varepsilon_{tps'line} - \varepsilon_{konvKF}}{\varepsilon_{konvKF}} \quad (7.1)$$

Abbildung 73 zeigt die drei TPS-Kollektorfertigungslinien im direkten Vergleich zur konventionellen Fertigungslinie (konvKF) in Abhängigkeit der jährlichen Kollektorstückzahlen.

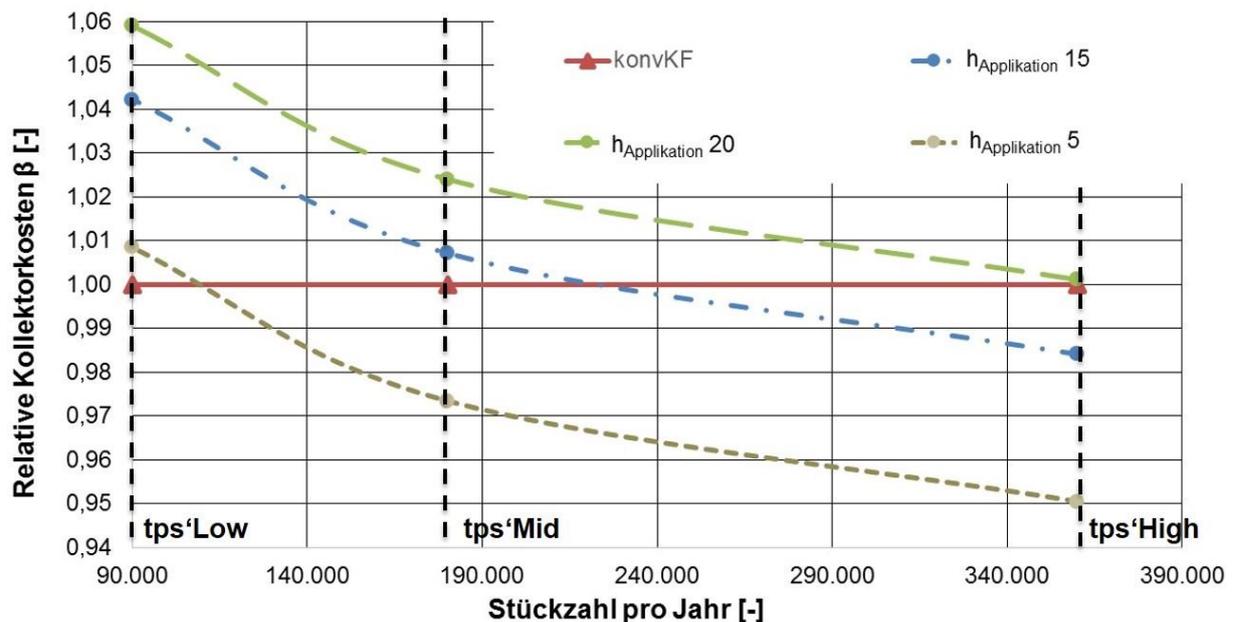


Abbildung 73: Darstellung der Wirtschaftlichkeit der TPS-Fertigungslinien gegenüber einer konventionellen Fertigungslinie

Im Fall einer Applikationshöhe von 20 mm muss der Kollektorhersteller deutlich über 360.000 Kollektoren pro Jahr auf der tps'High fertigen, um die Linie wirtschaftlich zu betreiben. Die reduzierten Fertigungskosten aufgrund des hohen Automatisierungsgrads können die hohen Klebstoffkosten kaum ausgleichen.

Bei einer Klebstoffapplikation von 15 mm ist der Break-Even-Point bei knapp 220.000 Kollektoren pro Jahr erreicht. Ab dieser Stückzahl lassen sich Kollektoren günstiger fertigen als mit der konventionellen Referenzlinie. Rund 1,5 % Herstellkosten können bei großen Kollektorstückzahlen (> 360.000 Stück pro Jahr) mit der tps'High

eingespart werden. Dies entspricht einer jährlichen Kosteneinsparung für den Kollektorhersteller von mehr als 1,0 Mio. € und hat eine moderate Amortisation der Fertigungslinie zur Folge. Wird durch eine Absorberoptimierung die Klebstoffauftragshöhe auf 5 mm reduziert, so lässt sich eine TPS-Fertigungslinie schon ab knapp 100.000 Kollektoren pro Jahr wirtschaftlich betreiben. Im Falle einer Vollaustattung und rund 360.000 produzierten Kollektoren ergibt dies ein Ersparnis für die hochautomatisierte Fertigungsstraße von mehr als 3,4 Mio. € pro Jahr.

Die vergangenen Jahre zeigten, dass der Kollektormarkt sehr stark schwankt. Große Kollektorproduzenten, die zwei oder mehrere Fertigungslinien parallel betreiben, können in Zeiten schwächerer Nachfrage die eigene Produktion nicht auslasten. Allerdings laufen die Lohnkosten und auch gegebenenfalls andere Kosten, wie zum Beispiel die Abschreibung der Fertigung, weiter. In diesem Fall ist eine hochautomatisierte Fertigungsanlage von Vorteil, da grundsätzlich weniger Fixkosten anfallen. Abbildung 74 verdeutlicht diesen Aspekt bei einer Kapazitätsauslastung von 50 %.

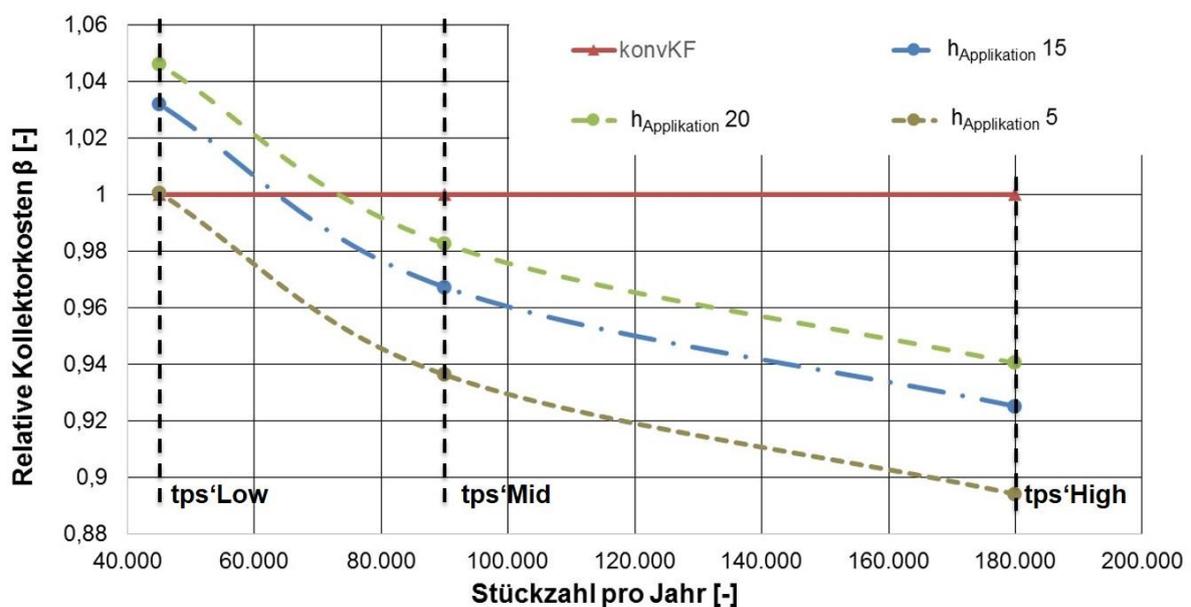


Abbildung 74: Darstellung der Wirtschaftlichkeit der TPS-Fertigungslinien gegenüber einer konventionellen Fertigungslinie bei halber Auslastung

Dieser Vergleich zeigt, dass bereits bei geringen Stückzahlen und schwankender Auftragslage eine Anschaffung der TPS-Fertigungstechnik wirtschaftlich sein kann, sofern die Mitarbeiter weiterhin beschäftigt werden. Die geringste Ausbaustufe der TPS-Linie ist im Vergleich zur konventionellen Fertigung bereits bei knapp 40.000 Kollektoren pro Jahr wirtschaftlich. Maximal können bis zu 10 % der Fertigungskosten mit der hochautomatisierten Produktion eingespart werden. Allerdings ist dieser Vergleich nur für mittlere und große Kollektorhersteller praktikabel, da kleinere Firmen nicht mehr als eine Linie parallel betreiben.

Um die hohen Investitionskosten zu vermeiden und auf den wechselhaften Kollektormarkt besser reagieren zu können, könnten Kollektorhersteller die Applikation von Absorber und Abdeckung an einen Isolierglashersteller auslagern. Seit der Einführung der tps'line wurden weltweit rund 80 dieser Fertigungslinien verkauft. Eine solche ausgelagerte Komponentenfertigung ermöglicht dem Anlagenbetreiber eine vollausgelastete Fertigung und dem Kollektorhersteller eine Auftragsfertigung. Dieser Ansatz stieß auf Interesse bei den Kollektorherstellern, jedoch ist bei der Kollektorentwicklung noch Forschungsbedarf vorhanden, sodass Investoren noch zögern.

Eine weitere Möglichkeit, um die Anschaffungskosten zu senken und somit die Investitionsbereitschaft bei den Kollektorproduzenten zu steigern, ist eine modulare Integration bestimmter Fertigungsteilaspekte, wie etwa dem TPS-Applikator, in eine bestehende Kollektorfertigung. Nach der automatisierten Butyl-Applikation auf Absorber oder Abdeckung muss der Kollektor manuell weiterverarbeitet werden. Obwohl die Möglichkeit besteht, den SZR von Hand mit einem Gas zu befüllen, zu pressen und abschließend manuell die Sekundärversiegelung aufzubringen, ist bei dieser Variante der Automatisierungsgrad deutlich geringer als bei den oben gezeigten Fertigungsvarianten, somit ist auch mit höheren Taktzeiten und mehr Personalaufwand zu rechnen.

Bei diesem umfangreichen Arbeitspaket wurden folgende wichtige Erkenntnisse erzielt:

- Es konnten Kollektoren mit verschiedenen Absorbertypen auf der TPS-Fertigungslinie erfolgreich gefertigt werden, das heißt die Fertigungstechnik ist zur Herstellung von Flachkollektoren verschiedener Konstruktion geeignet.
- Anhand der drei Konzeptvarianten und dem Berechnungstool ließ sich die Wirtschaftlichkeit einer TPS-Fertigung berechnen.
- Abhängig von den Randbedingungen können bei mindestens gleichwertiger Kollektorleistung zwischen 4 % und 10 % der Herstellkosten eingespart werden.
- Ein auf diese Technik angepasster Absorber kann nochmals zu einer signifikanten Kostenreduzierung führen.
- Die hohen Investitionskosten in die Anlage sind – zumindest derzeit – eines der größten Hemmnisse bei Kollektorherstellern.
- Eine ausgelagerte Fertigung oder eine modulare Integration stellt daher eine Alternative dar.

## 8 Versuch und Erprobung

Um die Tauglichkeit der TPS-Kollektoren bewerten zu können, erfolgten verschiedene Laboruntersuchungen sowie Outdoor-Tests. Einen wesentlichen Anteil nahmen dabei Deformationsmessungen am Absorber, Druckmessungen im SZR, Leistungsmessungen und Expositionstests ein. Alle Tests wurden bei einem Aufständigungswinkel von 45 °C durchgeführt. Eine Variation des Winkels erfolgte nicht.

### 8.1 Blech-Rohr-Absorber

#### 8.1.1 Deformationsmessung

Durch den geringen Abstand zwischen Absorber und Abdeckung hat die Absorberverformung einen relevanten Einfluss auf die thermischen Verluste und die Langzeittauglichkeit des TPS-Flachkollektors. Diese Deformation wird durch mehrere überlagerte Effekte bedingt, insbesondere von der thermisch-induzierten Verformung des Absorbers, der Absorberurform, der Lagerung des Absorberblechs und der Druckänderungen im SZR. Neben der Validierung des FE Modells können diese Erkenntnisse bei einer Absorberoptimierung verwendet werden. Hierfür wurden Labormessungen in bestimmten Kollektorbetriebspunkten sowie unter anderem die Deformation über mehrere Monate in trockener Stagnation gemessen.

Zunächst wurde die Ausgangsform des Absorbers dokumentiert. Abbildung 75 zeigt die ursprüngliche Absorberform eines Al-Al-Harfenabsorbers (TPS-2).

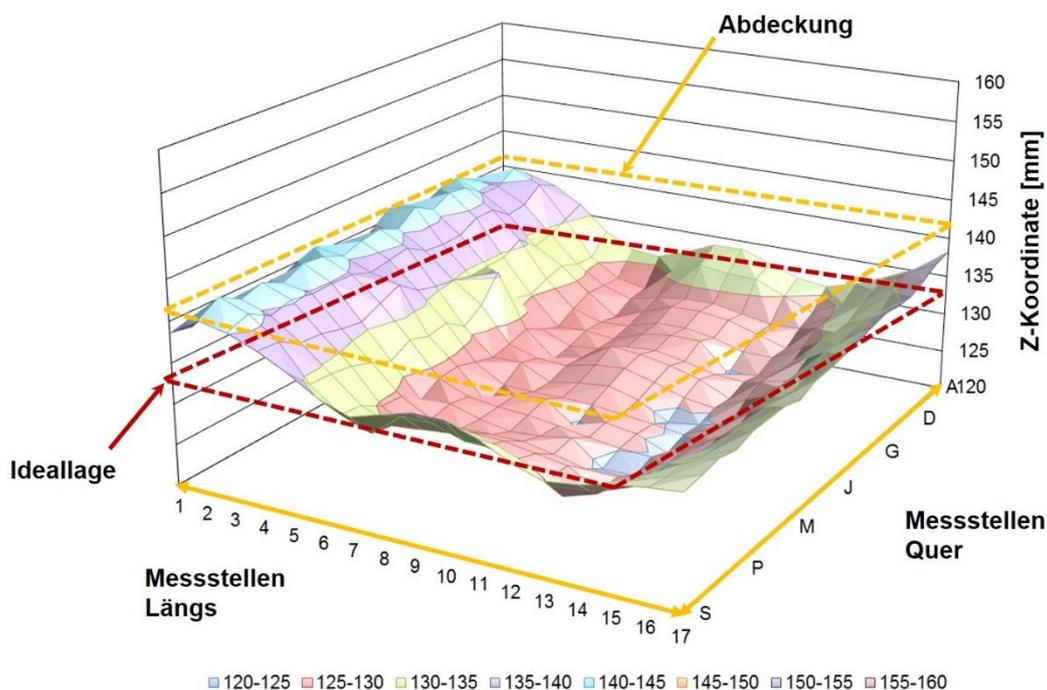


Abbildung 75: Gemessene Urform des Blech-Rohr-Absorbers

Die Messung zeigt, dass der Absorber deutlich von der gekennzeichneten Ideallage abweicht. Diese initiale Verformung wird vom Herstellungsprozess des Absorbers und zu einem geringeren Anteil von der Weiterverarbeitung auf der tps'line bedingt. Als problematisch einzustufen ist, dass jeder Blech-Rohr-Absorber eine andere Ausgangsform hat und sich deshalb die Verformung nicht pauschal absehen lässt. In diesem Fall konnten Abweichungen aus der Mittellage von rund  $\pm 9$  mm festgestellt werden. Eine Abweichung von  $\pm 9$  mm erscheint zunächst sehr gering, allerdings verursacht diese Verformung im Verhältnis zum Abstand zwischen Absorber und Abdeckung (10 mm) eine Abweichung von  $\pm 90$  %. Besonders der Bereich an den Messstellen (längs zum Absorber) zwei bis vier ist kritisch. In diesem Bereich lag der Abstand zwischen Absorber und Abdeckung teilweise unter 1 mm. Obwohl bei konventionellen Flachkollektoren auch eine thermische Absorberausdehnung stattfindet, können diese sich ungehindert im Gehäuse längen. Der Absorber im TPS-Kollektor kann sich indes nicht ungehindert ausdehnen. Da die initiale Absorberform unter Temperatur verstärkt wird, besteht die Gefahr, dass der Absorber sich an die Scheibe anlegt, wodurch die Verluste signifikant steigen (Abbildung 76).

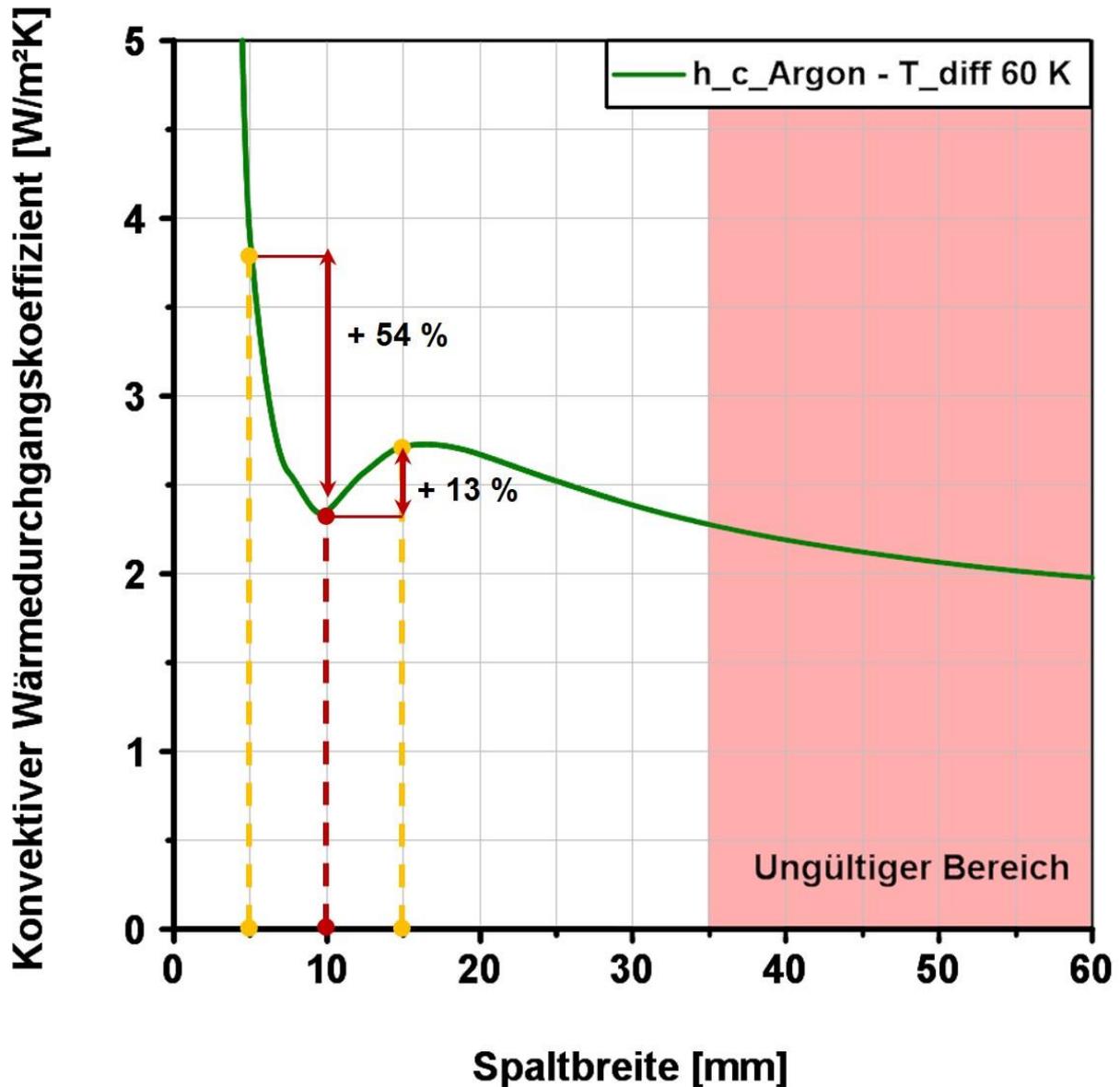


Abbildung 76: Absorbervormungen in Richtung Abdeckung führen zu deutlich stärkeren Verlusten

Die Bereiche, in dem der Spalt wegen der thermischen Verformung zunimmt (Abstand zwischen Absorber und Abdeckung steigt), können die steigenden Verluste nicht kompensieren, da die Verlustzunahme bei geringeren Spaltbreiten eine deutlich höhere Steigung hat als umgekehrt.

Neben den erhöhten thermischen Verlusten können Schäden an der sensiblen Absorbtoberfläche entstehen. In Abbildung 77 ist der Abrieb der selektiven Absorbierschicht bei einem der exponierten Funktionsmuster an mehreren Stellen zu erkennen.



Abbildung 77: Detailaufnahme der beschädigten hochselektiven Beschichtung am Funktionsmuster TPS-1

Die Schäden traten im oberen und im unteren Bereich des Absorbers auf. Derartige Beschädigungen gab es im Projektverlauf nur bei längerer Exposition in trockener Stagnation. Dennoch kann nicht ausgeschlossen werden, dass nach mehreren Betriebsjahren ein ähnliches Schadensbild auftritt, da Stagnationsfälle bei solarthermischen Anlagen nicht ausgeschlossen sind.

Hauptsächlich wird dieses ungewünschte Verhalten von der Absorbtemperatur selbst und deren Verteilung beeinflusst. Abbildung 78 zeigt die Verformung eines Vollkupfer-Absorbers in Stagnation.

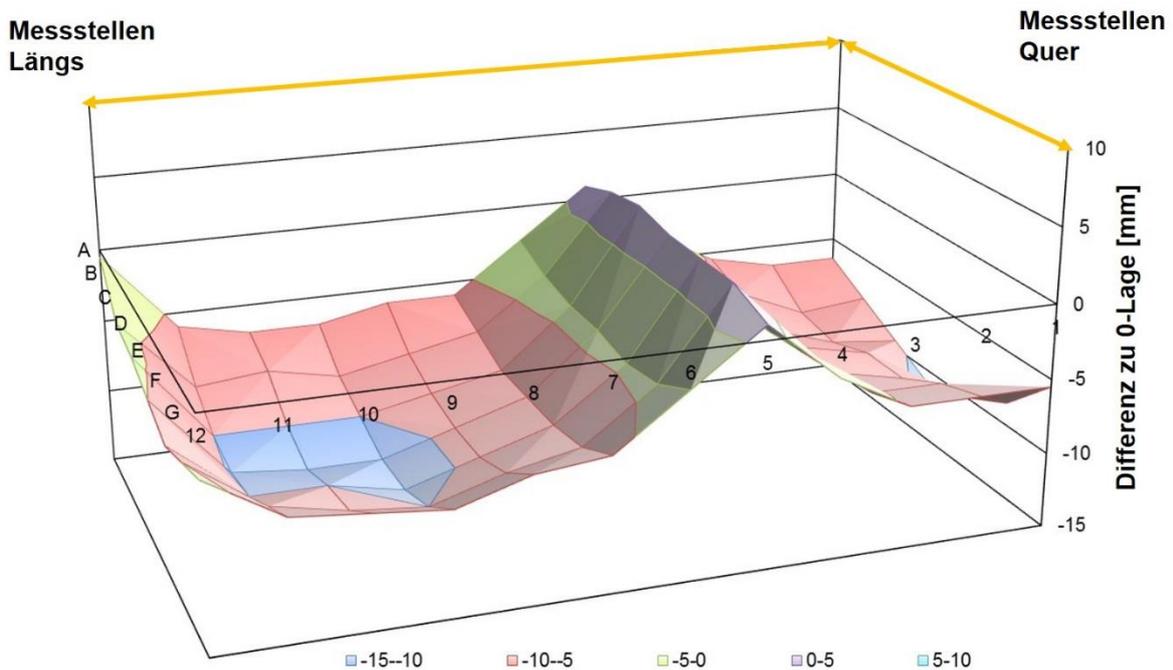


Abbildung 78: Gemessen Verformung eines CuCu-Absorbers mit Doppelmäander

Im Vergleich zur Harfe ergeben sich zwei ausgeprägte Deformationsbereiche in der oberen respektive unteren Absorberhälfte. Dies lässt sich über die Temperaturverteilung am Absorber erklären (Abbildung 79).

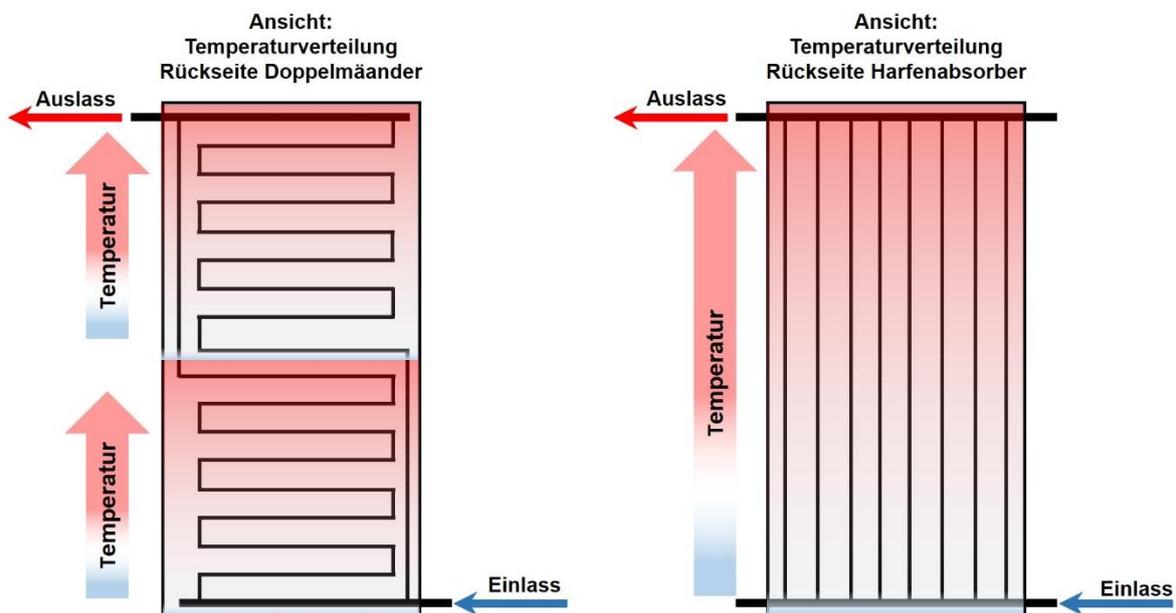


Abbildung 79: Geringere Verformung aufgrund geschickt aufgeteilter Temperaturfelder

Durch die Doppelmäanderverrohrung wird das Temperaturfeld geteilt und es entstehen zwei einzelne Temperaturfelder. Bei einem Harfenabsorber gibt es einen durchgehenden Temperaturgradienten, der zu einer flächigen Deformation führt. Vor diesem

Hintergrund ist es sinnvoll, dieses Temperaturfeld aufzuteilen, wodurch eine gleichmäßigere Verformung erzielt werden kann. Dies ist allerdings nur mit einem Doppelmäander möglich.

Ein weiterer Aspekt bei der Deformation ist die Materialwahl des Absorbers. Kupfer hat im Vergleich zu Aluminium einen um 30 % geringeren thermischen Ausdehnungskoeffizient. Das bedeutet bei einer Absorberlänge von 2 m und einem Temperaturhub von 170 °C (Stagnation) längt sich ein Kupferabsorber rund 2,3 mm weniger als ein identischer Aluminiumabsorber. Dieser Umstand führt letztlich zu insgesamt geringerem Beulen im Kollektorbetrieb. Eine Kombination von Aluminium (Blech) und Kupfer (Verrohrung) bei einem konventionellen Blech-Rohr-Absorber hingegen führt wegen den verschiedenen thermischen Ausdehnungskoeffizienten zu größeren Verspannungen. Im Projekt wurden drei Harfenabsorber mit den Materialpaarungen Al-Al, Al-Cu und Cu-Cu für Testzwecke gefertigt. Der Vergleich konnte nicht zwischen allen drei Absorbertypen abgeschlossen werden, da der Kollektor mit dem Vollkupferabsorber aufgrund eines Materialfehlers beim Versuchsaufbau zerstört wurde.

Grundsätzlich gilt es die Absorberdeformationen bei Blech-Rohr-Absorbern entweder zu verhindern oder zumindest in einer kontrollierten Art und Weise zu zulassen. Im Rahmen dieses Projekts konnten Einflussfaktoren identifiziert und Handlungsempfehlungen formuliert werden. Allerdings sind in diesem Bereich noch Forschungsanstrengungen notwendig, um das volle Potenzial eines gasgefüllten Flachkollektors auszuschöpfen, da die Deformation dauerhaft den Absorber schädigt und die thermische Effizienz reduziert.

### **8.1.2 Exposition**

Im Gegensatz zum Roll-Bond-Absorber trat bei dem Blech-Rohr-Absorber keine Ausgasung auf. Am Randverbund hingegen kam es zu Alterungseffekten (Ablösungen, Blasenbildung). Es ist davon auszugehen, dass durch diese Schäden der SZR nicht mehr hermetisch dicht ist. Diese Annahme spiegelte sich auch in der abschließenden Leistungsmessung wieder.

### **8.1.3 Leistungsmessung**

Abbildung 80 zeigt die Wirkungsgradkennlinie des TPS-1-Kollektors vor und nach der Exposition.

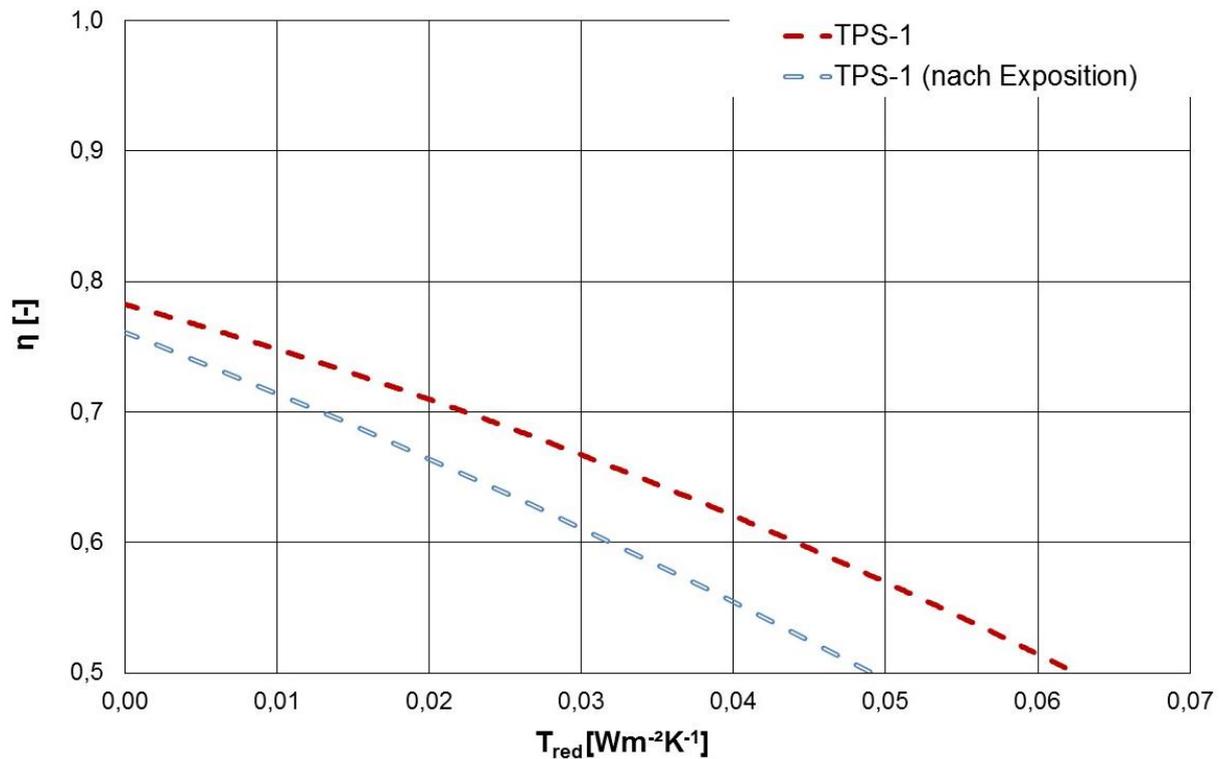


Abbildung 80: Leistungsmessung vor und nach der Exposition

Nach der Exposition ist ein erheblicher Leistungsverlust erkennbar, der sich aus einer Überlagerung von optischer und thermischer Effizienz erklären lässt. Durch den Kontakt von Absorber und Abdeckung wurde die Absorberoberfläche beschädigt, daraus lässt sich der schlechtere  $\eta_0$ -Wert ableiten. Bei steigenden Temperaturen wird der Leistungsverlust noch deutlicher. Dies liegt hauptsächlich an den deutlich gestiegenen Konvektionsverlusten sowie an den erhöhten Abstrahlverlusten des Absorbers. Es ist davon auszugehen, dass kein Argon mehr im SZR enthalten ist. Eine abschließende Messung mit geöffnetem SZR ergab eine identische Kennlinie wie die hier dargestellte (TPS-1 (nach Exposition)).

Einen ähnlichen Effekt zeigt Abbildung 81, bei der eine Vergleichsmessung des TPS-2 mit Argon und Luft ohne hermetisch dichten SZR dargestellt ist.

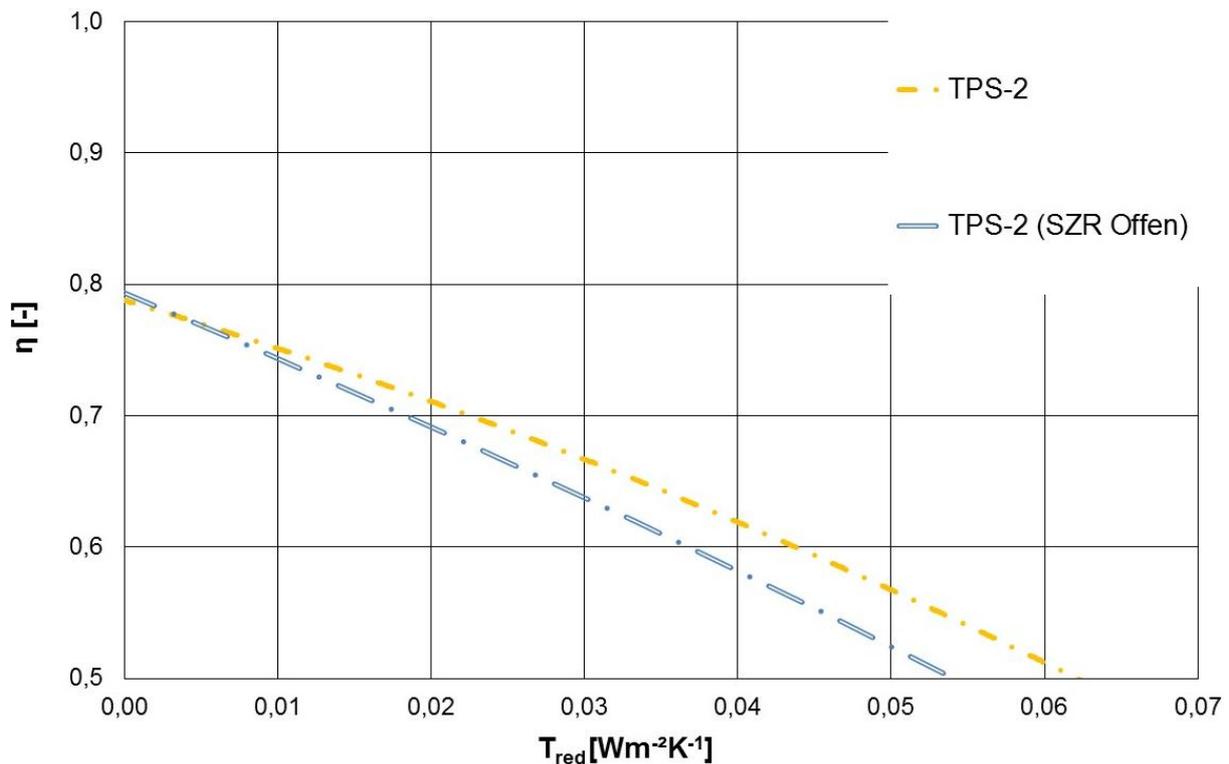


Abbildung 81: Vergleichsmessung des TPS-2 mit und ohne Argon im SZR

Der gasgefüllte Kollektor ist im Bereich von  $T_{red} = 0,05 \text{ K m}^2 \text{ W}^{-1}$  rund 4 % effizienter als ohne Argon im SZR. Auffällig ist, dass der Leistungsvorteil durch das Argon deutlich geringer ausfällt als beispielsweise beim Roll-Bond-Absorber TPS-RB-2. Es kann daher nicht ausgeschlossen werden, dass bei diesem Kollektor bereits bei geschlossenem SZR eine deutlich geringere Argonkonzentration vorhanden war.

## 8.2 Roll-Bond-Absorber

### 8.2.1 Deformationsmessung

Die Funktionsmuster mit Roll-Bond-Absorbern wurden in Analogie zu den Blech-Rohr-Absorbern getestet. Hierfür wurde beim Kollektor TPS-RB-1 nach der Leistungsmessung der SZR geöffnet um einen Differenzdrucksensor zu installieren. Nach der Installation wurde die Durchführung wieder versiegelt, daher befand sich im SZR nur noch Luft und kein Argon mehr. Um die Absorberverformung nach der bereits beschriebenen Methode messen zu können, musste die Kollektorrückwand entfernt werden. Zunächst wurde die Ausgangsform des Roll-Bond-Blechs gemessen (Abbildung 82).

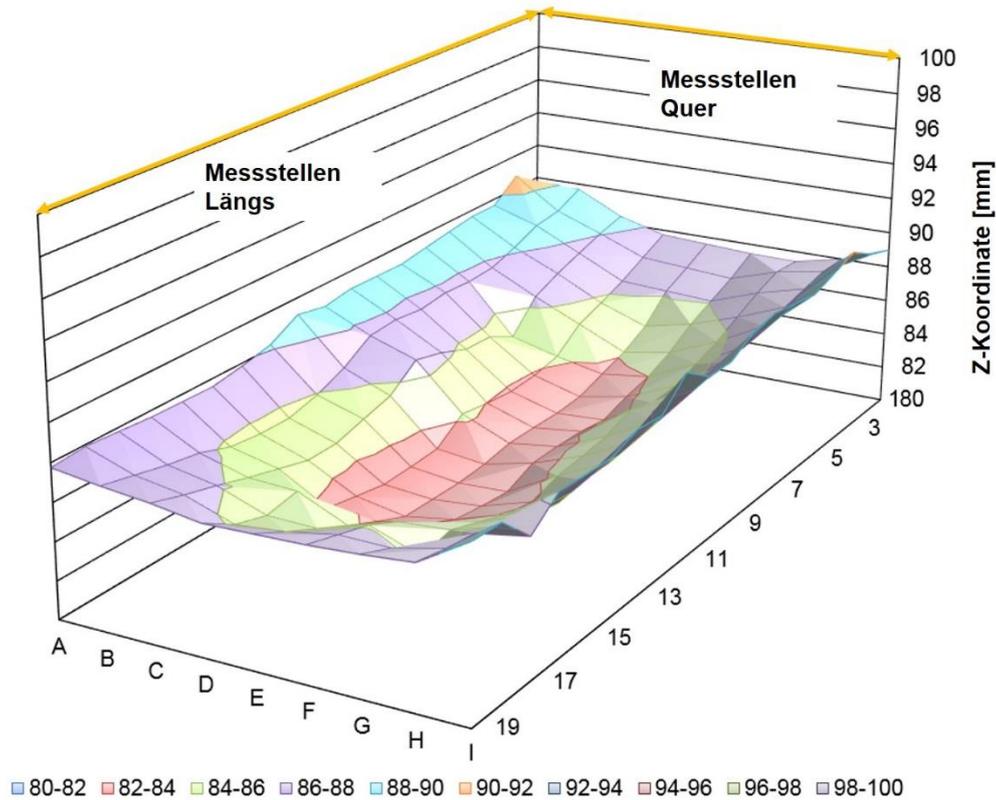


Abbildung 82: Wannenförmige Absorberform

Im Gegensatz zum Blech-Rohr-Absorber lag eine deutlich homogenere Ursprungsform vor. Da es keine starken Ausprägungen der Blechstruktur in Richtung Abdeckung gab, kam es unter Temperatureinfluss zu keinem Kontakt mit der Abdeckung beziehungsweise keinen exponentiell ansteigenden vorderseitigen Verlusten (Abbildung 83).

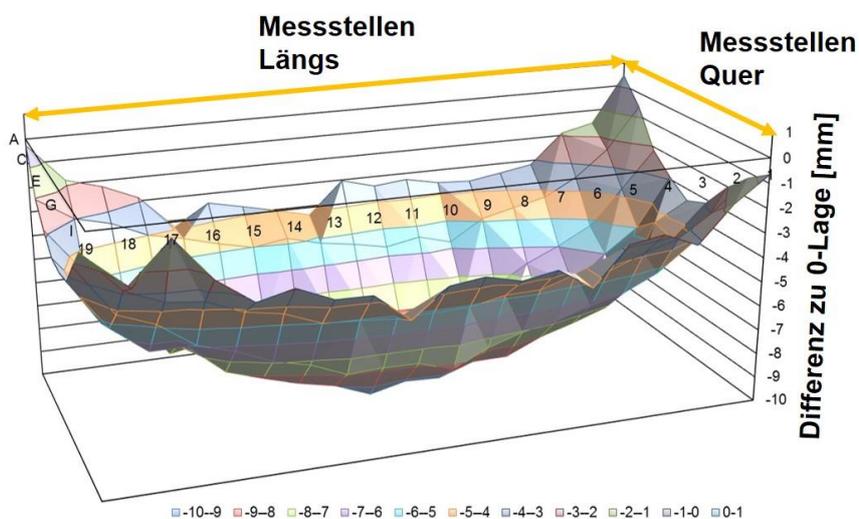


Abbildung 83: Deformationsmessung ohne Rückwand während Stagnation unter dem Sonnensimulator ( $T_{\text{mean\_Abs}} = 110 \text{ }^\circ\text{C}$ )

Wie auf dem Bild zu erkennen ist, verstärkt sich auch bei dem Roll-Bond-Absorber die ursprüngliche Form des Absorbers. Bei einer maximalen Verformung von 10 mm bildete sich ein  $\Delta V_{\text{exp}}$  von rund 10 Litern. Liegt allerdings eine umgekehrte Ausgangsform des Absorbers vor, so ist davon auszugehen, dass sich das Blech in Richtung Abdeckung wölbt. Sinnvoll erscheint daher eine Materialvorzugsrichtung, die bereits bei der Absorberfertigung eingestellt wird, vorzusehen, sodass sich der Absorber von Anfang an in die gewünschte Richtung verformt. Diese Maßnahme ist grundsätzlich auch auf Blech-Rohr-Absorber übertragbar.

Als positiv stellte sich heraus, dass der Absorber nach der Messung keine bleibenden Verformungen hatte und sich wieder in die Ausgangslage einstellte. Abbildung 84 zeigt die Differenz zwischen der Messung vor und nach der Stagnation.

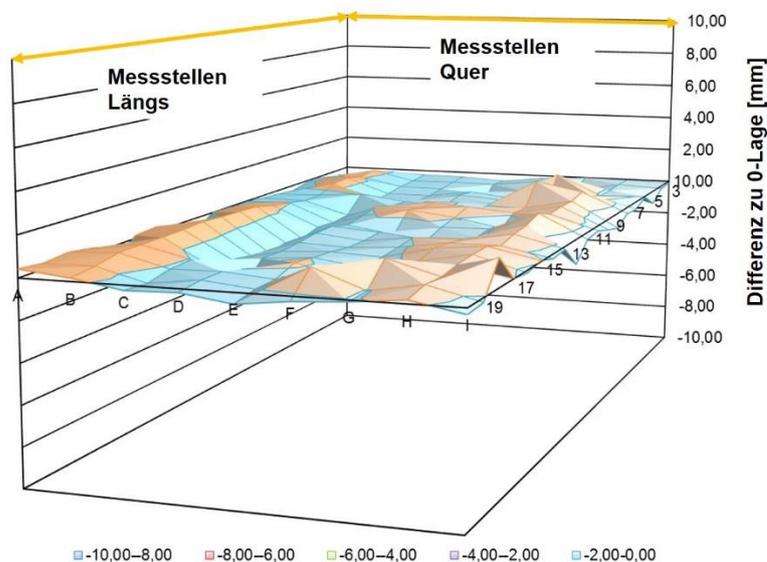


Abbildung 84: Keine bleibenden Verformungen in der Blechstruktur

Der Test zeigt, dass die Verformung im gemessenen Temperaturbereich reversibel ist und keine bleibende Deformation entsteht. Dies ist von Bedeutung, da bleibende Verformungen am Absorber unter Umständen zu Materialversagen führen; insbesondere bei häufigen Lastwechseln. In diesem Zusammenhang müssen weitere Tests erfolgen, die eine Kollektorlebensdauer von 20 Jahren sicherstellen.

Höhere Temperaturen als 110 °C konnten während dieser Messung nicht erreicht werden, da nur ohne Rückwand gemessen werden konnte. Während der Exposition wurden allerdings deutlich höhere Absorbertemperaturen von mehr als 180 °C gemessen.

## 8.2.2 Exposition

Zwei der Kollektoren (TPS-RB-1 und TPS-RB-2) wurden mit Messtechnik ausgestattet und ebenfalls über einen längeren Zeitraum in trockener Stagnation exponiert. Der Kollektor TPS-RB-1 durchlief eine Exposition nach ISO 9806, wohingegen das Muster TPS-RB-2 dauerhaft in trockener Stagnation erprobt wurde. TPS-RB-2 war während dieser Zeit mit einem Differenzdrucksensor und vier Wegsensoren ausgestattet. Abbildung 85 und Abbildung 86 zeigen die Temperaturmessstellen an den Kollektoren TPS-RB-1 und -2.

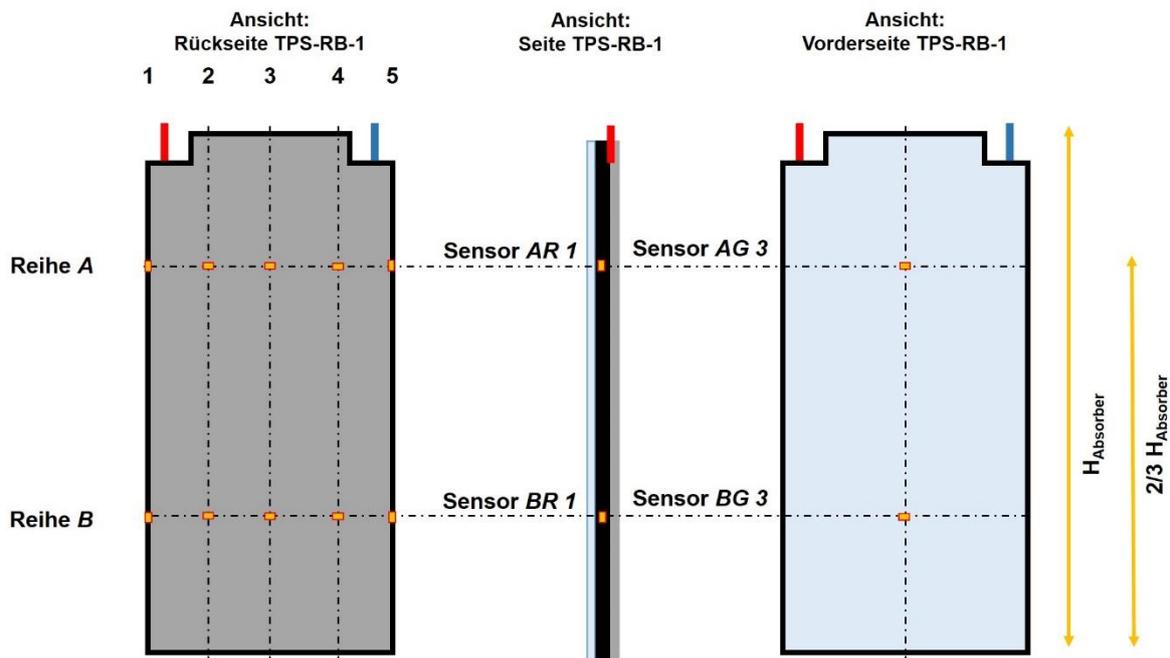


Abbildung 85: Insgesamt 14 Messstellen am Kollektor – davon zwei im Randverbund (Primärversiegelung)

Um die Temperaturlasten auf den Randverbund bewerten zu können, wurden jeweils zwei Sensoren auf der Absorberunterseite im Bereich der Klebeverbindung appliziert sowie zwei Messfühler direkt in der Primärversiegelung.

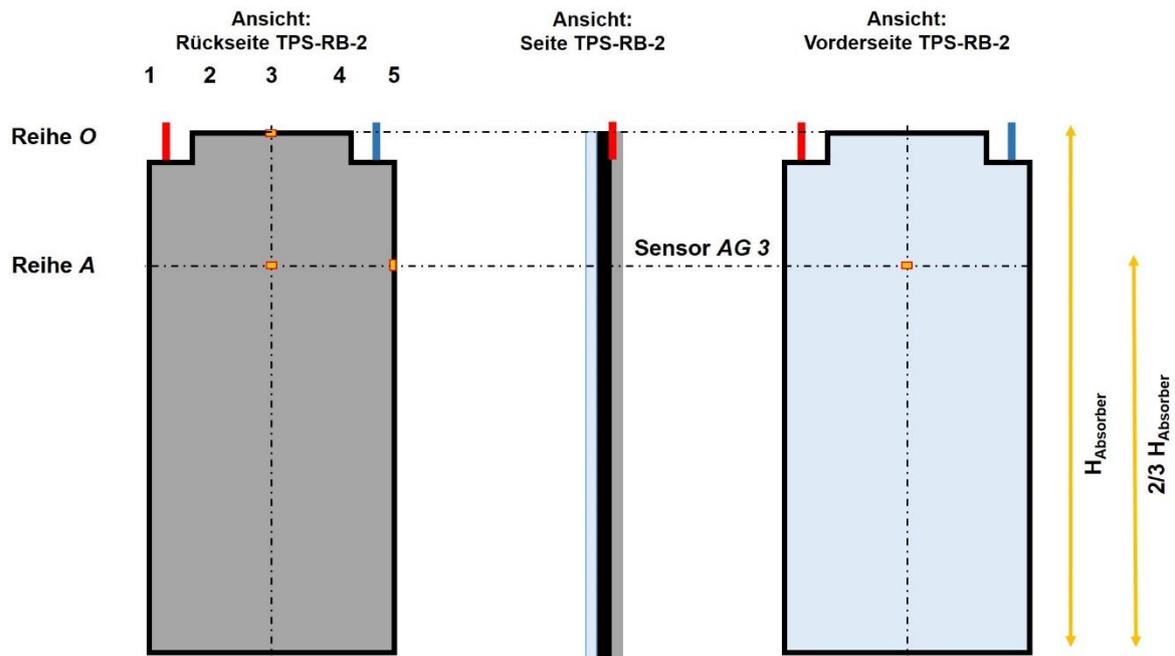


Abbildung 86: Drei Messstellen an der Absorberrückseite

Die vier Wegsensoren wurden symmetrisch entlang der Absorberrückseite angebracht. Einer der Wegsensoren fiel während der Testphase jedoch aus.

In Abbildung 87 sind die Temperaturstandzeiten während der 7-wöchigen Exposition dargestellt. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wurde die Zeitachse auf 80 h skaliert. Der rote Balken deutet an, dass höhere Temperaturstandzeiten auftraten als auf der Achse abgebildet wurden.

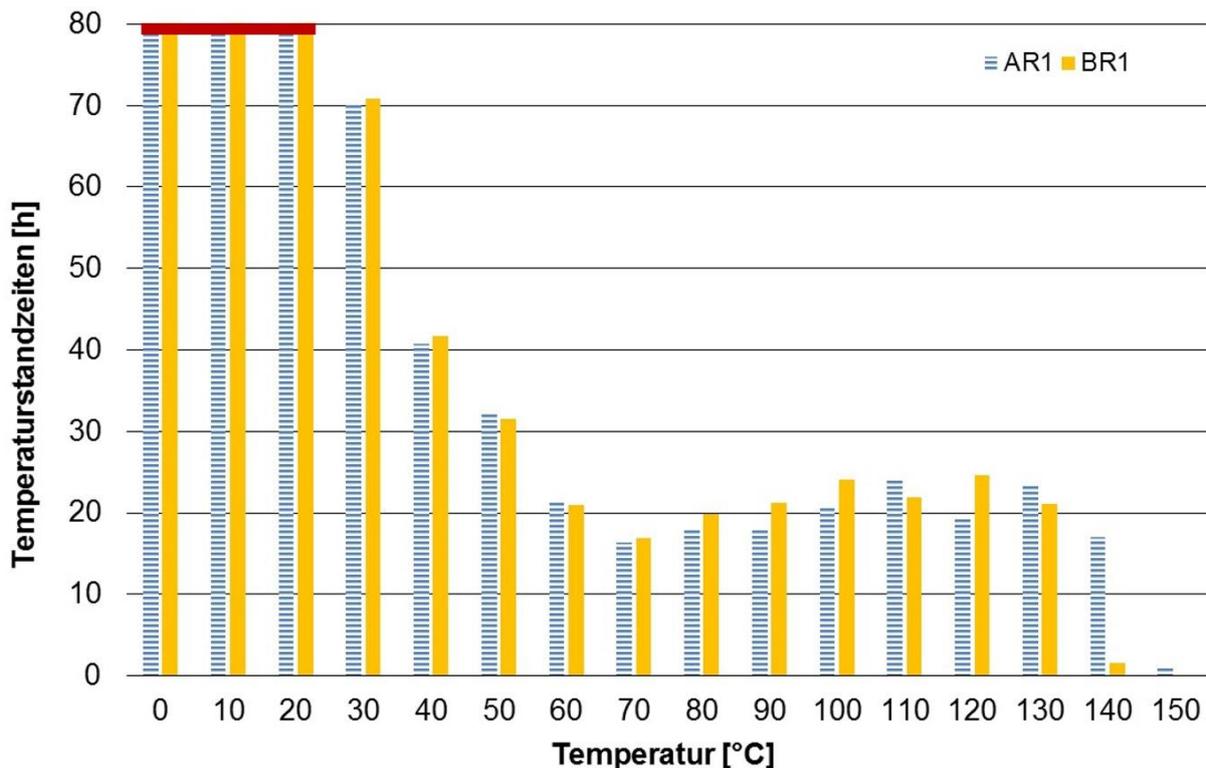


Abbildung 87: Temperaturstandzeiten der Sensoren im Randverbund (Primärversiegelung)

Deutlich zu erkennen ist der Temperaturgradient entlang der Absorberlängsachse. Während am Sensor AR1 140 °C für rund 20 Minuten anlagen, lag beim unteren Temperaturfühler im Randverbund diese Temperatur lediglich 2 Minuten an. Zwar sind die gemessenen Temperaturen der Primärversiegelung noch im Rahmen der Kurzzeitgebrauchstemperatur, allerdings ist mit höheren Temperaturen an südlicheren Standorten zu rechnen. Im direkten Vergleich zu den Randverbundtemperaturen (AR1 und BR1) liegen die Absorberrtemperaturen auf der Applikationsfläche (A1 und B1) signifikant höher. Aus diesem Zusammenhang lässt sich eine gute Isolationseigenschaft des Randverbunds ableiten, wodurch im Bereich der Absorberränder weniger Dämmung verwendet werden kann als bei konventionellen Flachkollektoren. Abbildung 88 stellt den Vergleich zwischen der gemessenen Temperatur im Bereich der Applikationsfläche am Absorber und der Randverbundtemperatur her.

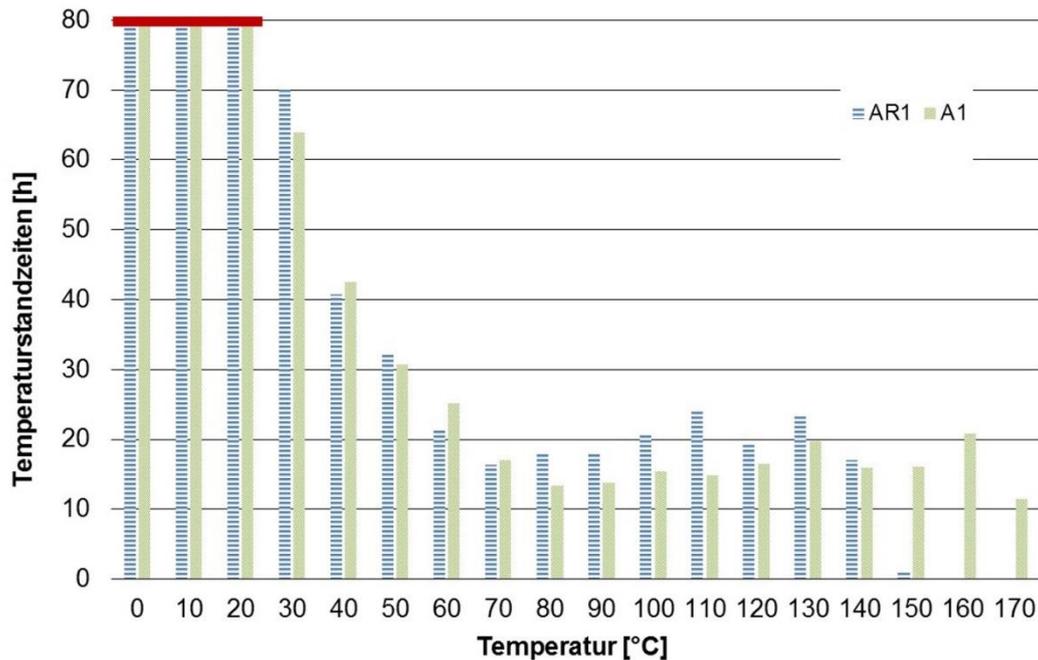


Abbildung 88: Temperaturstandzeiten der Temperatur in der Primärversiegelung und der Applikationsfläche am Absorber

Im SZR herrschte vorwiegend ein Unterdruck von 40 Pa. Überdrücke traten dagegen selten auf. Die Auswertung des Differenzdrucksensors lieferte einen Messbereich von 170 Pa, wobei die Extremwerte bei -100 Pa und 70 Pa lagen (Abbildung 89).

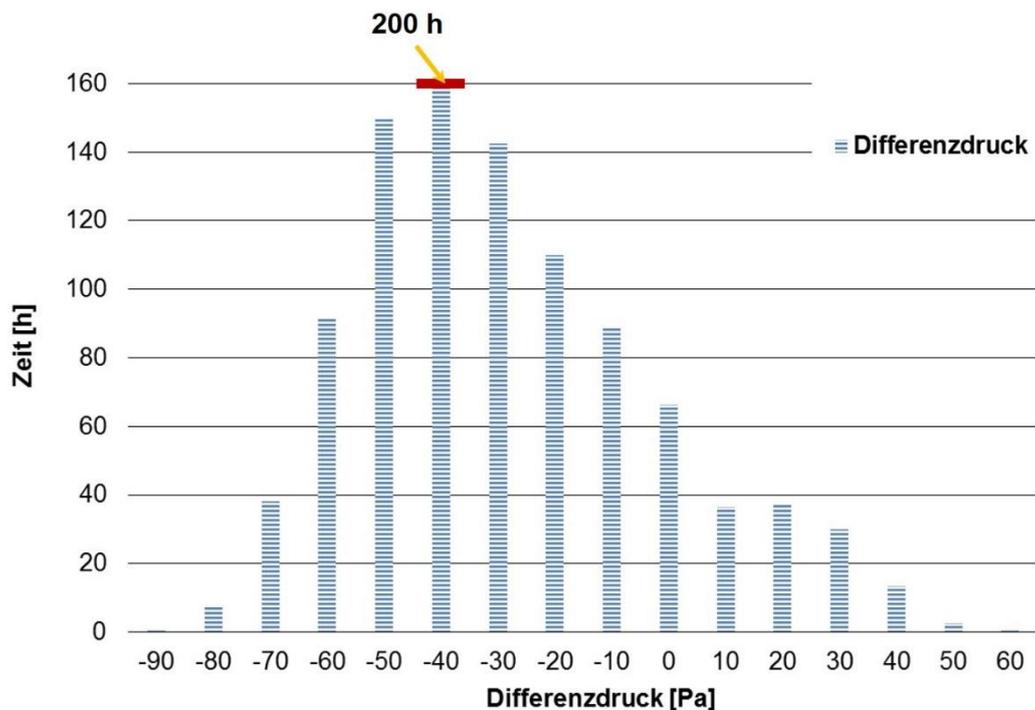


Abbildung 89: Überwiegend kam es zu einem Unterdruck im SZR

Abbildung 90 zeigt die Dynamik des Differenzdrucks im Vergleich zur Absorbtemperatur. Es lässt sich hierbei sehr deutlich erkennen, dass die beiden Messgrößen sich

gegenläufig verhalten. Sobald die Absorbtemperatur steigt, fällt der Differenzdruck ab. Dieser Zusammenhang gilt auch umgekehrt, das heißt fällt die Absorbtemperatur so steigt der Druck im SZR. Konträr zur Aussage von Vestlund et al. lässt sich daraus folgern, dass die thermische Ausdehnung des Absorber den dominanten Anteil an der Absorberdeformation trägt und bei Auslegungsfragen nicht unberücksichtigt bleiben darf. Ein gleichgerichtetes Verhalten ist demnach zwischen der Absorbtemperatur und der Absorberdeformation erkennbar.

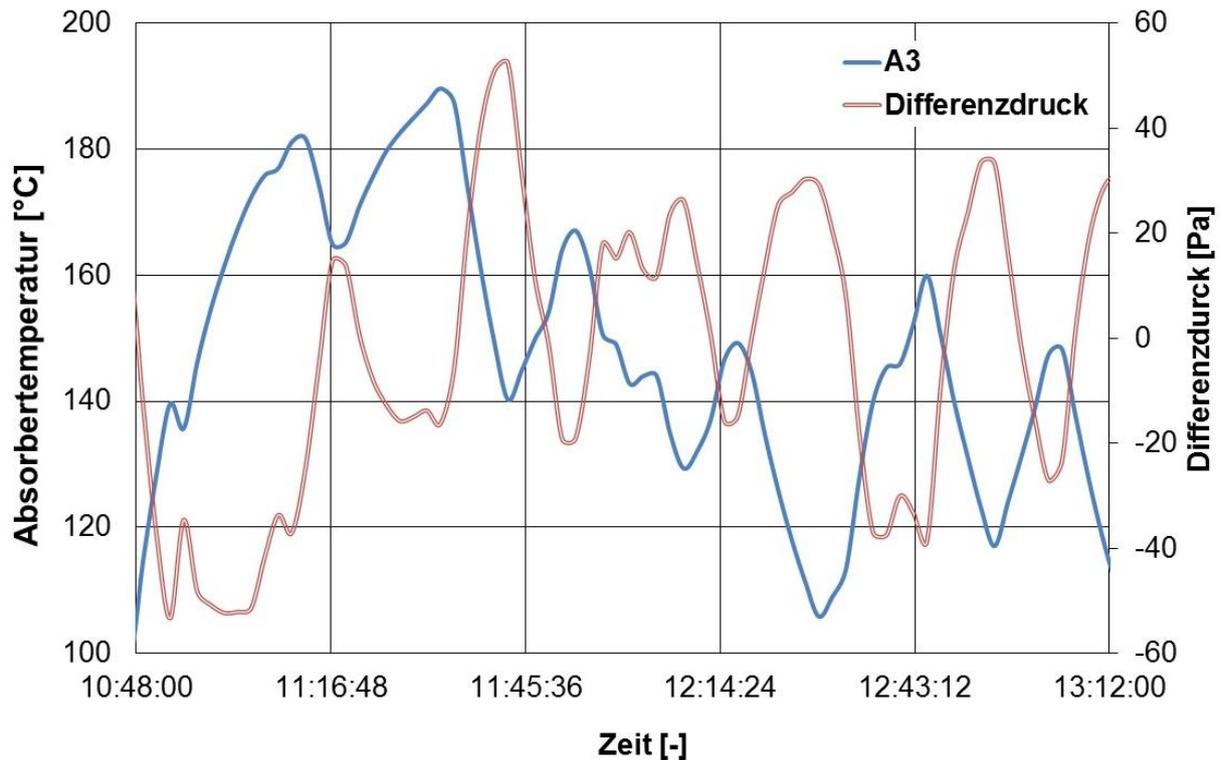


Abbildung 90: Korrelation zwischen Absorbtemperatur und Differenzdruck

Bei der Absorberdeformation ergab sich ein Hub von mehr als 20 mm, wobei die Extremwerte zwischen -14,5 mm und +5,8 mm lagen. Werden die Ergebnisse der drei Wegsensoren im Extremfall gemittelt, so ergibt dies einen mittleren Abstand zwischen Absorber und Abdeckung von 27 mm statt der eingestellten 15 mm. In Abbildung 91 sind die Verformungen mit deren Häufigkeitsverteilungen aufgetragen.

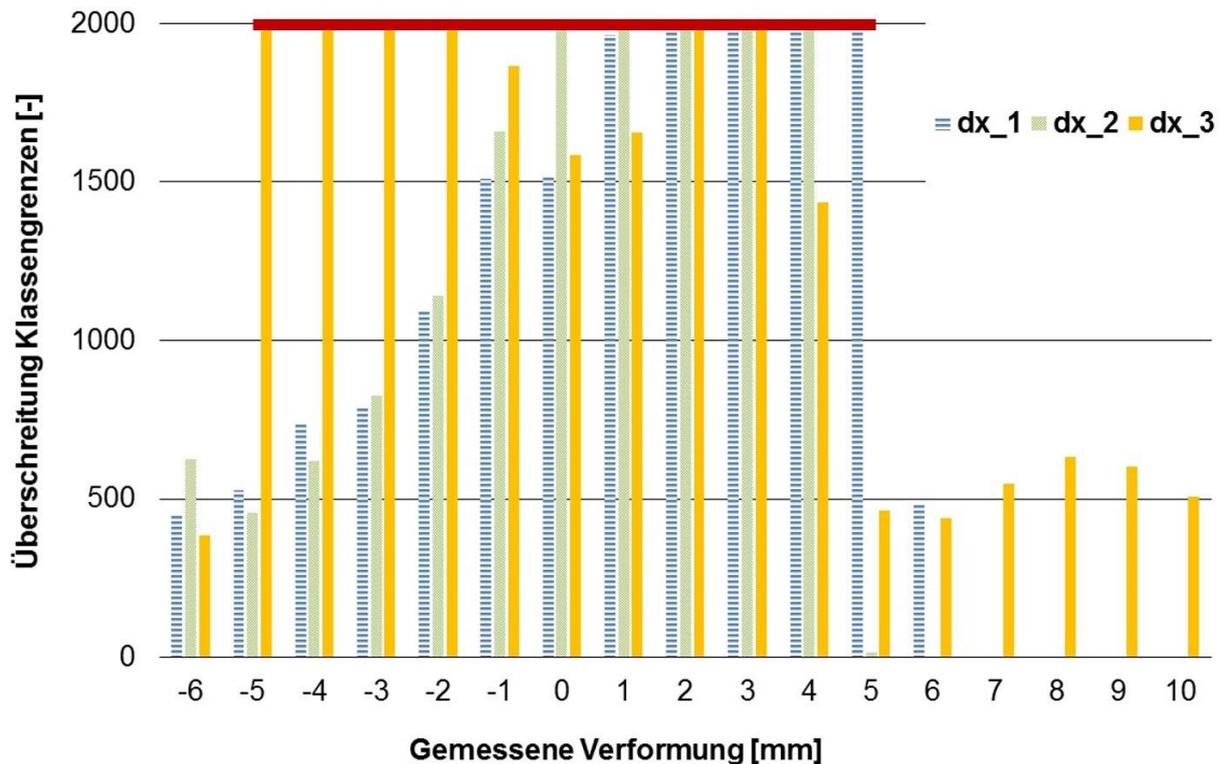


Abbildung 91: Gemessene Verformungen am Absorber

Aus dem Graph lässt sich ableiten, dass sich eine Verformung in Richtung Abdeckung stellenweise einstellte. Die Sensoren dx\_1 und dx\_2 näherten sich von der Ausgangsstellung, um maximal 6 und 4 mm der Abdeckung an. Derartige Verformungen führen sicherlich noch zu keinen starken Leistungseinbußen. Allerdings näherte sich das Absorberblech um den Wegsensor dx\_3 bei über 500 Lastwechseln der Abdeckung um 5 mm an. Ein Kontakt zwischen Absorber und Abdeckung entstand während der Exposition nicht. Eine dauerhafte Änderung der Absorberform ließ sich bei keinem der getesteten Absorber erkennen.

Für das Funktionsmuster TPS-RB-2 war eine nicht-zertifizierte Kollektorprüfung nach ISO 9806 vorgesehen. Der Kollektor durchlief die Stagnationsmessung, den Leistungstest sowie die Exposition mit einem internen Stresstest. Die Prüfung wurde nach dem Schocktest eingestellt, da eine Undichtigkeit im Randverbund des Kollektors festgestellt wurde. Tabelle 12 zeigt die ermittelten Stagnationstemperaturen des TPS-RB-2.

Tabelle 12: Gemessene und extrapolierte Stagnationstemperaturen am Institut für Solarenergieforschung Hameln (ISFH)

Sensor	A3	A5	O3	AG 3
<b>Gemessen</b> $I = 932 \text{ Wm}^{-2}; T_{\text{amb}} = 30 \text{ °C}$	203 °C	190 °C	182 °C	78 °C
<b>Extrapoliert Klimaklasse A</b> $(I = 1000 \text{ Wm}^{-2}; T_{\text{amb}} = 30 \text{ °C})$	212 °C	199 °C	191 °C	81 °C
<b>Extrapoliert Klimaklasse B (sonnig)</b> $I = 1100 \text{ Wm}^{-2}; T_{\text{amb}} = 40 \text{ °C}$	236 °C	222 °C	213 °C	95 °C

Obwohl die gemessenen Stagnationstemperaturen im Bereich des Randverbunds (Sensor A5 und O3) nicht direkt im Klebstoff gemessen wurden, ist davon auszugehen, dass dennoch die Gebrauchstemperatur der Primärversiegelung überschritten wurde. Daher ist mit einer beschleunigten Alterung des Klebers zu rechnen. Um diese Temperaturen zu reduzieren, können verschiedene Ansätze verfolgt werden. Unter anderem kann eine erhöhte Wärmeabfuhr entlang der Absorberaußenkante zu einer Absenkung der maximalen Randverbundtemperaturen führen. Ob und in welchem Ausmaß eine derartige konstruktive Maßnahme den thermischen Wirkungsgrad beeinflusst, muss anhand von weiteren Funktionsmustern geprüft werden.

Im Vergleich zum Blech-Rohr-Absorber traten bei dieser Kollektorkonfiguration optische Mängel auf. Wie auf Abbildung 92 zu erkennen, kam es zu großflächigen Ausgasungen an der Innenseite der Abdeckung beider Funktionsmuster.

**Niederschlag an der  
Glasinnenseite nach  
Stresstest**



Abbildung 92: Großflächige Ausgasung an der Scheibeninnenseite

Bei der Inspektion konnten auf der Innenseite des Solarglases ein klarer Niederschlag mit leicht gelblich gefärbten Tropfen (Abbildung 93) sowie ein stellenweiser öliger Film an der Abdeckung außerhalb des SZR (Abbildung 94) festgestellt werden.



**Beschlag innerhalb  
SZR**

Abbildung 93: Klarer Niederschlag an der Innenseite der Abdeckung (Bericht Chemische Fabrik Kömmerling GmbH 2014)



**Beschlag außerhalb  
SZR**

Abbildung 94: Öliger Film im Bereich außerhalb des hermetisch dichten SZR (Bericht Chemische Fabrik Kömmerling GmbH 2014)

Als Grund für dieses Schadensbild kommen mehrere Faktoren in Frage, insbesondere folgende:

- Chemische Reaktion zwischen Klebstoff und Absorbermaterial beziehungsweise Absorberbeschichtung,
- Ausgasung Klebstoff,
- Ausgasendes Dämmmaterial (Voraussetzung: undichter Randverbund).

Die Firma Kömmerling Chemische Fabrik GmbH hat die chemische Zusammensetzung des Niederschlags analysiert, um die genannten Gründe auszuschließen und die mechanische Belastbarkeit der Verklebung zu prüfen. Es stellte sich heraus, dass der Beschlag außerhalb des SZR von der Sekundärversiegelung verursacht wurde, da es sich hierbei um Silikonöl handelt. Dieser Beschlag ist jedoch nicht weiter kritisch sondern lediglich eine optische Beeinträchtigung. Beim Niederschlag innerhalb des SZR kann es sich um eine Verunreinigung (Harzester) handeln, die durch den Temperatureinfluss zum Fogging führte. Zugleich scheint es aber auch, dass Dämpfe aus der Sekundärversiegelung über Diffusion oder kleine Leckagen in den SZR gelangt sind und dort zu einer Ausgasung führten.

Sowohl zwischen Klebstoff und Abdeckung (Abbildung 95, links) beziehungsweise Klebstoff und Absorber (Abbildung 95, rechts), als auch zwischen Primär- und Sekundärversiegelung (Abbildung 96) konnte die volle mechanische Belastbarkeit (Haftung) nachgewiesen werden.



Abbildung 95: Keine Verlust der mechanischen Belastbarkeit nach Exposition und Stresstest nachweisbar (Bericht Chemische Fabrik Kömmerling GmbH 2014)



Abbildung 96: Keine Ablösung zwischen Primär- und Sekundärversiegelung nachweisbar (Bericht Chemische Fabrik Kömmerling GmbH 2014)

Eine Ursache für die Leckage im Randverbund ist durch die Absorbergeometrie bedingt. Am Übergang von Ein- und Auslassrohr zum Blech befinden sich Schweißnähte und eine Wölbung auf der Absorberoberseite, wodurch ein ideales und dichtes Anlegen des Klebstoffs problematisch sein kann. Ein weiterer Effekt, der zumindest das Versagen begünstigt, ist die Kontraktion des steifen Absorberblechs bei rapider Abkühlung. Vermutlich kam es zur Undichtigkeit beim Randverbund nach dem ersten internen Schocktest. Abbildung 97 zeigt die gemessene Gasfüllkonzentration während des Normtests am Institut für Solarforschung Hameln.

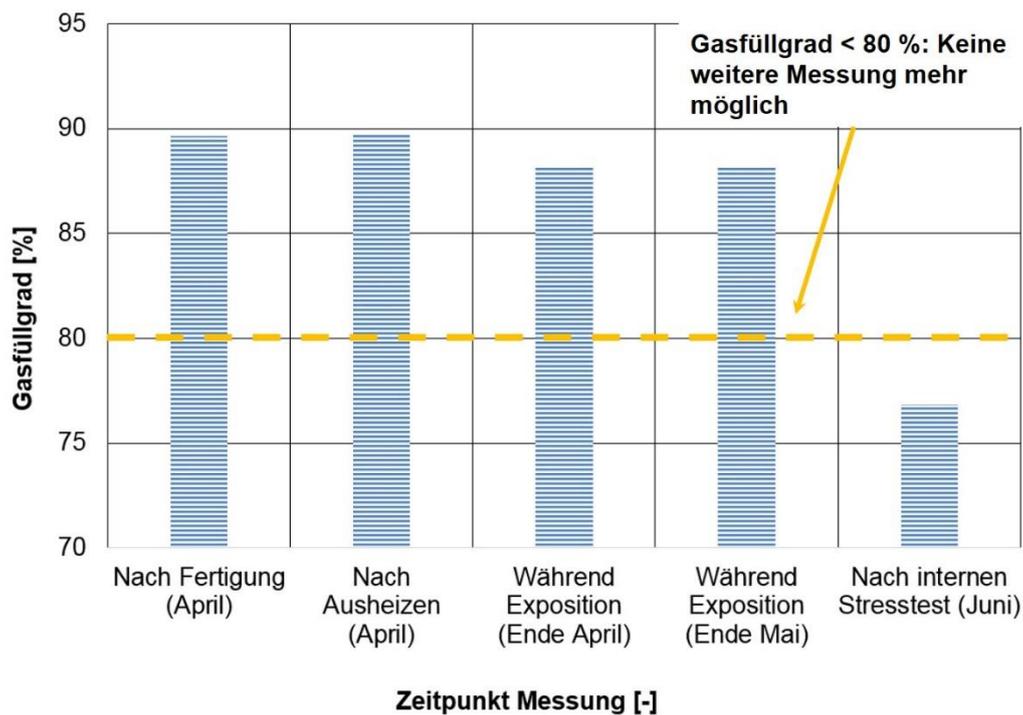


Abbildung 97: Undichter Randverbund nach Stresstest

Das Messprinzip ist relativ ungenau und lässt schon bei Füllgraden unter 80 % keine gesicherte Aussage zur Argonkonzentration mehr zu. Es lässt sich jedoch erkennen, dass zumindest bis Ende Mai ein Argonanteil von mindestens 87 % vorhanden war. Ferner ist es sicher, dass eine Leckage nach dem internen Stresstest vorlag. Bei hohen Stillstandstemperaturen werden der Randverbund und der Absorber stark aufgeheizt. Wird der Absorber dann mit kaltem Wasser durchströmt, kühlt dieser durch den Wärmeabtransport rapide ab, wodurch Spannungen entlang der Lagerung am heißen Randverbund entstehen. Der Randverbund hingegen hat eine größere thermische Trägheit und ist durch die hohe Temperatur weich und daher besonders instabil. Wegen dem raschen Abkühlvorgang und der hohen Steifigkeit des Roll-Bond-Absorbers entstehen mechanische Lasten auf den Randverbund, sodass dieser bei Kontraktion des Metalls beschädigt wird. Diese lokalen Undichtigkeiten sind mit bloßen Auge nicht erkennbar. Neben der Entwicklung einer glatten Absorberoberfläche sollten weitere Untersuchungen im Bereich der Kontaktflächen zwischen Absorber und Randverbund unternommen werden, um die mechanischen Lasten bei schnellen Temperaturwechseln auf den Randverbund in diesem Bereich zu reduzieren.

### 8.2.3 Leistungsmessung

Abbildung 98 zeigt die eingangs gemessenen Kollektorwirkungsgradlinien des Kollektors mit Roll-Bond-Absorber (TPS-RB-2) sowie die Leistungskurve des TPS-RB-2 nach dem Stresstest und der Gasleckage.

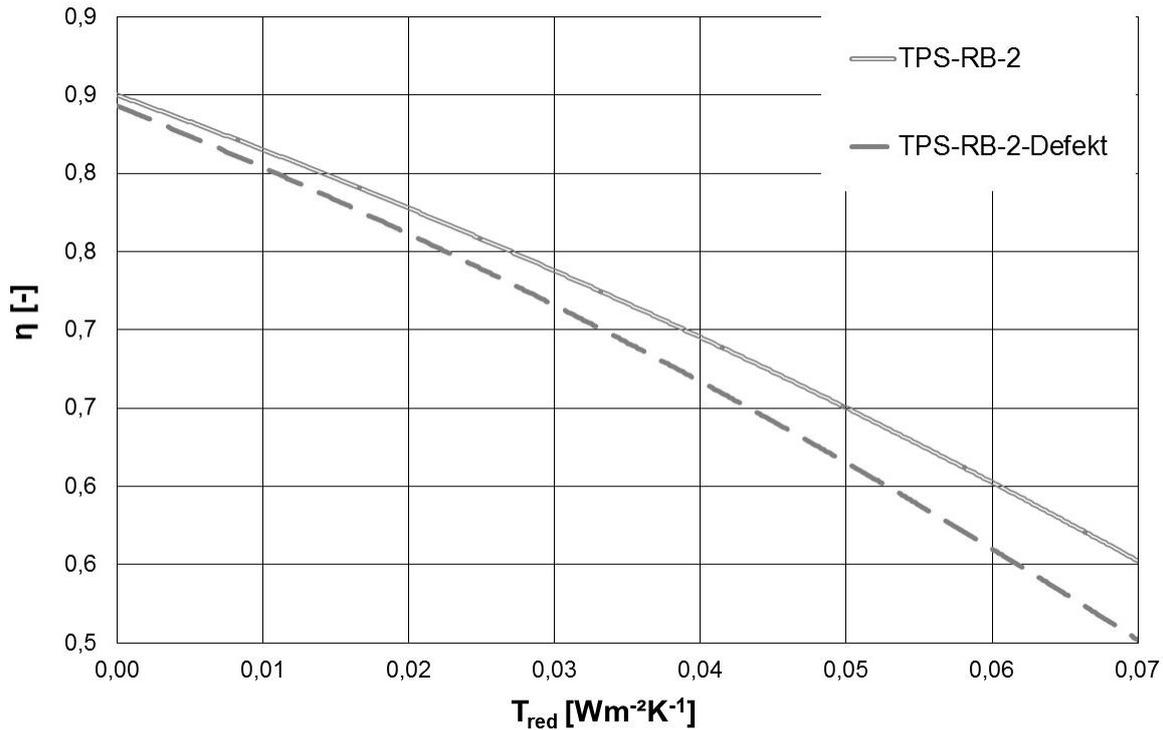


Abbildung 98: Deutlicher Leistungsverlust ohne Argonfüllung im SZR

Aufgrund der Undichtigkeit ist davon auszugehen, dass nur ein vernachlässigbarer Anteil an Argon im SZR enthalten ist, wodurch die Konvektionsverluste stark ansteigen. Dies äußert sich durch Leistungseinbußen bei höheren Betriebstemperaturen um bis zu 10 %. Der Beschlag indes hatte keinen messbaren Einfluss auf  $\eta_0$ .

Die wichtigsten Erkenntnisse dieses Kapitel lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Die Verformungsrichtung eines konventionellen Absorbers ist durch dessen Urform bedingt und lässt sich daher nicht pauschal vorhersagen.
- Ausgeprägte Bereiche in der Urform werden während des Kollektorbetriebs verstärkt. Dabei kann es zu Verformungen kommen, die den Abstand zwischen Absorber und Abdeckung übersteigen.
- Durch eine intelligente Wahl der Absorbervorrichtung bei Blech-Rohr-Absorbern lassen sich die sonst willkürlichen Absorbervorrichtungen beschränken.
- Die Verformungsrichtung kann mittels einer Materialvorzugsrichtung beeinflusst werden.
- Die Haftfläche zwischen Absorber und Randverbund sollte möglichst eben sein.
- Falsche Auslegungen führen zu Defekten an der Konstruktion, insbesondere am Absorber, am Randverbund und der Abdeckung.

## 9 Fazit und Ausblick

Die Ergebnisse des Projektes zeigen, dass die hochautomatisierte Fertigungstechnologie der tps'line zum Zusammenbau von Flachkollektoren adaptierbar ist. Wegen des Automatisierungsgrads ergeben sich insbesondere bei hohen Stückzahlen, aber auch bei einer geringeren Produktionsauslastung, deutliche Kostenvorteile gegenüber einer konventionellen Kollektorfertigung. Werden die beschriebenen Kostensparpotenziale am Kollektor berücksichtigt, wie zum Beispiel eine optimierte Absorberstruktur für gasgefüllte Flachkollektoren, steigt die Wirtschaftlichkeit noch weiter.

Auch vor dem Hintergrund, dass bereits mehr als 80 Fertigungslinien dieser Art in Betrieb sind, ergibt sich für Quereinsteiger die Möglichkeit, Kollektoren im Auftrag fertigen zu lassen. Für den Anlagenbetreiber einer tps'line kann es durchaus lukrativ sein, die eigene Fertigung mit einer Kollektorfertigung höher auszulasten. Umgekehrt ist eine ausgelagerte Auftragsfertigung für etablierte Kollektorhersteller eine Variante, die sich wirtschaftlich darstellen lässt.

Bei der Erprobung der Funktionsmuster konnte festgestellt werden, dass gasgefüllte Flachkollektoren grundsätzlich einen Leistungsvorteil gegenüber konventionellen Kollektoren haben. Dieser wurde allerdings von den Absorberdeformationen im Kollektorbetrieb teilweise aufgewogen. Um die Vorteile des hermetisch dichten SZR voll ausschöpfen zu können, müssen insbesondere der Randverbund und der Absorber noch an die Anforderungen eines gasgefüllten Flachkollektors angepasst werden.

Besonders die mechanische Optimierung des Blech-Rohr-Absorbers erscheint sehr vielversprechend, da sich einerseits ein besserer Wirkungsgrad und andererseits eine signifikante Kostenreduktion erreichen lassen. Die erhobenen Daten im Bereich der Kollektorkonstruktion können für detaillierte thermische und mechanische Simulationen verwendet werden, um daraus ein angepasstes Absorberdesign ableiten zu können. Dies gilt es dann in speziellen Versuchen zu testen. Vor diesem Hintergrund erscheint es sinnvoll, den Klebstoff sowie den Absorber für die Anwendung in gasgefüllten Flachkollektoren weiterzuentwickeln.

## 10 Quellen

- Bartelsen, B., Janßen, S. & Rockendorf, G., 1993. Heat transfer by natural convection in the air gap of flat plate collectors. *Proceedings ISES Solar World Congress*, pp. 267-273.
- Beikircher, T., 1996. *Gaswärmeleitung in evakuierten Sonnenkollektoren*. 94 Hrsg. München: VDI Verlag.
- Beikircher, T., 2010. *Hocheffizienter Flachkollektor mit Foliendämmung und Überhitzungsschutz für Betriebstemperaturen von 70-100 °C*. München: Abschlussbericht GME (FKZ: 0329280A).
- Benz, N., Beikircher, T. & Aghazadeh, B., 1996. Gas heat conduction in evacuated tube solar collector. *Solar Energy*, Band 58, pp. 213-217.
- Benz, N., Beikircher, T. & Aghazadeh, B., 1996. Aerogel and krypton insulated evacuated flat plate collector for process heat production. *Solar Energy*, Band 58, pp. 45-48.
- Berner, J., 2012. Bending, welding and more. *Sun, Wind & Energy*, February, pp. 56-58.
- Berner, J. & Epp, B., 2010. Finding the right adhesive. *Sun, Wind & Energy*, February, pp. 54-58.
- Braess, D., 2010. *Finite Elemente Theorie, schnelle Löser und Anwendungen in der Elastizitätstheorie*. 5. Hrsg. s.l.:Springer.
- Brandmayr, S. D., 2012. *Optimised thermosyphon solar hot water heater - simulation, design and experimental analysis*, De Montfort University: Ph. D..
- Buttinger, F., Beikircher, T., Pröll, M. & Schölkopf, W., 2010. Development of a new flat stationary evacuated CPC-Collector for process heat applications. *Solar Energy*, Band 84, pp. 1166-1174.
- Duffie, J. A. & Beckmann, W. A., 2006. *Solar engineering of thermal processes*. 3. Hrsg. New York: John Wiley & Sons.
- Eaton, C. B. & Blum, H. A., 1975. The use of moderate vacuum environments as a means of increasing the collection efficiencies and operation temperatures of flat plate collectors. *Solar Energy*, Band 17, pp. 151-158.
- Eicker, U., 2001. *Solare Technologien für Gebäude*. 1. Hrsg. Stuttgart/Leipzig/Wiesbaden: Teubner GmbH.

Eisenmann, W., Vajen, K. & Ackermann, H., 2004. On the correlations between collector efficiency factor and material content of parallel flow flat plate solar collectors. *Solar Energy*, Band 76, pp. 381-387.

Eisenmann, W., 2003. *Untersuchungen zu Leistungsfähigkeit und Materialaufwand von Sonnenkollektoren mit serpentinen- und harfenartiger Rohrverlegung*. 490 Hrsg. Düsseldorf: VDI Fortschritt-Berichte.

Eisenmann, W., 2003. *Untersuchungen zu Leistungsfähigkeit und Materialaufwand von Sonnenkollektoren mit serpentinen- und harfenartiger Rohrverlegung*. Düsseldorf: VDI Verlag.

El Sherbiny, S. M., Raithby, G. D. & Hollands, K. G. T., 1982. Heat transfer by natural convection across vertical and inclined air layers. *Journal of Heat Transfer-Transactions of the ASME*, Band 104, pp. 96-102.

Epp, B., 2010. A new collector every two minutes. *Sun, Wind & Energy*, April, pp. 52-55.

Feldmeier, F., 1984. Belastung von Isoliergläsern durch Klimaschwankungen. *Fenster und Fassade*, pp. 41-52.

Feldmeier, F., 1996. Zur Berücksichtigung der Klimabelastung bei der Bemessung von Isolierglas bei Überkopfverglasung. *Stahlbau*, Band 65.

Foeste, S., 2013. *Flachkollektor mit selektiv beschichteter Zweischeibenverglasung*, Emmerthal: Dissertation Universität Hannover.

Foeste, S. et al., 2011. *Grundlagen für selektiv beschichtete Hochleistungsverglasungen für Flachkollektoren*. s.l.:Final report GME .

Foeste, S., Giovanetti, F., Müller, S. & Rockendorf, G., 2013. Temperaturbedingte Verformung von Absorbern in hocheffizienten Flachkollektoren. *OTTI Symposium Thermische Solarenergie*.

Gebhardt, C., 2011. *Praxisbuch FEM mit ANSYS Workbench: Einführung in die lineare und nichtlineare Mechanik*. s.l.:Hanser.

Giovanetti, F., Kirchner, M. & Rockendorf, G., 2011. *Entwicklung eines Sonnenkollektors mit transparenter Wärmedämmung zur Steigerung des Wirkungsgrades bei hohen Betriebstemperaturen*, Emmerthal: Abschlussbericht DBU (FKZ: 27375).

Giovanetti, F., Kirchner, M., Rockendorf, G. & Kehl, O., 2011. *Entwicklung eines Sonnenkollektors mit transparenter Wärmedämmung zur Steigerung des*

*Wirkungsgrads bei hohen Betriebstemperaturen.* Emmerthal: Abschlussbericht DBU (FKZ: 27375).

Goswami, D. Y., Kreith, F. & Kreider, J. F., 2000. *Principles of Solar Engineering.* 2. Hrsg. Philadelphia: Taylor & Francis.

Holck, O., Köhl, M. & Brunold, S., 2003. Solar collector design with respect to moisture problems. *Solar Energy*, Band 75, pp. 269-276.

Hollands, K. G. T., Unni, T. E., Raithby, G. D. & Konicek, L., 1976. Free convective heat transfer across inclined air layers. *Journal of Heat Transfer-Transaction of the ASME*, Band 2, pp. 189-193.

Jung, M. & Langer, U., 2013. *Methode der finiten Elemente für Ingenieure: Eine Einführung in die numerischen Grundlagen der Computersimulation.* 2. Hrsg. s.l.:Springer.

Klein, B., 2007. *FEM - Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau.* 7. Hrsg. s.l.:Vieweg.

Klein, B., 2011. *Leichtbau-Konstruktion Berechnungsgrundlagen und Gestaltung.* 9. Hrsg. s.l.:Vieweg + Teubner.

Köhl, M., Kübler, V. & Heck, M., 2007. Optimisation of the micro-climate in solar collectors. *Solar Energy Materials & Solar Cells*, Band 91, pp. 721-726.

Kömmerling Chemische Fabrik GmbH, 2014. Analyse Niederschlag Funktionsmuster  
THI

Meyer, B. & Mitchell, J., 1979. Natural convection heat transfer in moderate aspect ratio enclosures. *Heat Transfer*, Band 101, pp. 655-659.

Müller, H. & Zörner, W., 2008. *Kurzstudie Produktionsprozesse für die Deutsche Solarthermie-Technologie Plattform.* [Online]

Verfügbar unter:

[http://www.solarthermietechologie.de/fileadmin/img/Service/PDF/Studien/st\\_ag1\\_pr odtech.pdf](http://www.solarthermietechologie.de/fileadmin/img/Service/PDF/Studien/st_ag1_pr odtech.pdf)

[Zugriff am 12 9 2013].

Müller, H. & Zörner, W., 2010. *State-of-the-Art Collector Production - An Overview.* Berlin: SMEThermal 1st Solar Thermal Materials.

Peuser, F. A. et al., 2008. *Solarthermie 2000, Teilprogramm 2 und Solarthermie2000plus wissenschaftlich-technische Programmbegleitung und Messprogramm Teil 1.* Hilden: Final report GME (FKZ: 0329601 L).

Platzer, W., 1988. *Solare Transmission und Wärmetransportmechanismen bei transparenten Wärmedämmmaterialien,* Freiburg: Dissertation Universität Freiburg.

Raecke, I., 2010. *Flächentragwerke I/II Elastische Platten, Universität Magdeburg.* [Online]

Verfügbar unter: [www.uni-magdeburg.de/ifme/I-numerik/plattenvorlesung.pdf](http://www.uni-magdeburg.de/ifme/I-numerik/plattenvorlesung.pdf)  
[Zugriff am 12 9 2013].

Reiter, C., Brandmayr, S., Trinkl, C., Zörner, W., Hanby, V., Performance Optimisation of Polymeric Collectors by Means of Dynamic Simulation and Sensitivity Analysis. *Energy Procedia*, Volume 48, 2014, Pages 181-191.

Reiter, C., Zörner, W., Hanby, V., Polymeric Solar-Thermal Flat-Plate Collectors. De Montfort University: Ph. D., 2014.

Riess, H., Brandmayr, S., Zörner, W. & Greenough, R., 2014. Analysis of the mechanical behaviour of an all-round fully adhesive supported absorber. *Energy Procedia*.

Rommel, M., Schäfer, A., Schmidt, V. & Schmitt, Y., 2003. Entwicklung neuer doppelverglaster Flachkollektoren mit Antireflex-Glas. *OTTI Symposium Thermische Solarenergie*.

Rommel, M. & Wagner, A., 1992. Application of transparent insulation materials in improved flat plate collectors and integrated collector storages. *Solar Energy*, Band 49, pp. 371-380.

Svendsen, S., 1989. Solar Collector Based on Monolithic Silica Aerogel. *Proceedings ISES Solar World Congress*.

- Symons, G., 1984. Calculation of the transmittance-absorptance product of flat plate collectors with convection suppression devices. *Solar Energy*, Band 33, pp. 637-640.
- Tabor, H., 1959. Radiation, convection and conduction coefficients in solar collectors. *Solar Energy*, Band 3, pp. 155-176.
- Treikauskas, F.-D., 2005. Optimierter Absorber für thermische Solaranlagen in Bezug auf Fertigungsprozess, Herstellkosten und Wirkungsgrad - Vorstudie zu Absorberkonzepten. *Abschlussbericht DBU (AZ: 21543)*.
- Treikauskas, F.-D., 2009. *Development of a volumetric solar thermal absorber*, De Montfort University Leicester: Ph. D. .
- VDI, 2006. *Wärmeatlas*. 10. Hrsg. Berlin-Heidelberg : Springer.
- Vestlund, J., Rönnelid, M. & Dalenbäck, J.-O., 2009. Thermal performance of gas-filled flat plate solar collectors. *Solar Energy* , Band 83, pp. 896-904.
- Vestlund, J., Rönnelid, M. & Dalenbäck, J.-O., 2012. Movement and mechanical stress in sealed, flat plate solar collectors. *Solar Energy* , Band 86, pp. 339-350.
- Vestlund, J., Rönnelid, M. & Dalenbäck, J.-O., 2012. Thermal and mechanical performance of sealed, gas-filled flat plate solar collectors. *Solar Energy*, Band 86, pp. 13-25.
- Voss, K., Braun, P. & Schmid, J., 1991. Transparente Wärmedämmung - Materialien, Systemtechnik und Anwendung. *Bauphysik*, Band 13, pp. 217-224.