

Entwicklung von thermischen Solar- systemen mit unproblematischem Stagnationsverhalten

R. Hausner, C. Fink, W. Wagner, R. Riva, F. Hillerns

Berichte aus Energie- und Umweltforschung

9/2003

Impressum:

Eigentümer, Herausgeber und Medieninhaber:
Bundesministerium für Verkehr, Innovation und Technologie
Radetzkystraße 2, 1030 Wien

Verantwortung und Koordination:
Abteilung für Energie- und Umwelttechnologien
Leiter: DI Michael Paula

Liste sowie Bestellmöglichkeit aller Berichte dieser Reihe unter <http://www.nachhaltigwirtschaften.at>
oder unter:

Projektfabrik Waldhör
Nedergasse 23, 1190 Wien
Fax 01 /36 76 151 - 11
Email: projektfabrik@nexta.at

Entwicklung von thermischen Solar- systemen mit unproblematischem Stagnationsverhalten

DI Robert Hausner
Ing. Christian Fink
Ing. Waldemar Wagner
Richard Riva
AEE INTEC, Institut für Nachhaltige Technologien

Dr. Frank Hillerns
Tyforop Chemie GmbH

Gleisdorf, Februar 2003

im Rahmen der Programmlinie



Impulsprogramm Nachhaltig Wirtschaften

Im Auftrag des Bundesministeriums für Verkehr, Innovation und Technologie

Vorwort

Der vorliegende Bericht dokumentiert die Ergebnisse eines beauftragten Projekts aus der zweiten Ausschreibung der Programmlinie *Haus der Zukunft* im Rahmen des Impulsprogramms *Nachhaltig Wirtschaften*, welches 1999 als mehrjähriges Forschungs- und Technologieprogramm vom Bundesministerium für Verkehr, Innovation und Technologie gestartet wurde.

Die Programmlinie Haus der Zukunft intendiert, konkrete Wege für innovatives Bauen zu entwickeln und einzuleiten. Aufbauend auf der solaren Niedrigenergiebauweise und dem Passivhaus-Konzept soll eine bessere Energieeffizienz, ein verstärkter Einsatz erneuerbarer Energieträger, nachwachsender und ökologischer Rohstoffe, sowie eine stärkere Berücksichtigung von Nutzungsaspekten und Nutzerakzeptanz bei vergleichbaren Kosten zu konventionellen Bauweisen erreicht werden. Damit werden für die Planung und Realisierung von Wohn- und Bürogebäuden richtungsweisende Schritte hinsichtlich ökoeffizientem Bauen und einer nachhaltigen Wirtschaftsweise in Österreich demonstriert.

Die Qualität der erarbeiteten Ergebnisse liegt dank des überdurchschnittlichen Engagements und der übergreifenden Kooperationen der Auftragnehmer, des aktiven Einsatzes des begleitenden Schirmmanagements durch die Österreichische Gesellschaft für Umwelt und Technik und der guten Kooperation mit dem Forschungsförderungsfonds der gewerblichen Wirtschaft bei der Projektabwicklung über unseren Erwartungen und führt bereits jetzt zu konkreten Umsetzungsstrategien von modellhaften Pilotprojekten.

Das Impulsprogramm *Nachhaltig Wirtschaften* verfolgt nicht nur den Anspruch, besonders innovative und richtungsweisende Projekte zu initiieren und zu finanzieren, sondern auch die Ergebnisse offensiv zu verbreiten. Daher werden sie auch in der Schriftenreihe "Nachhaltig Wirtschaften konkret" publiziert, aber auch elektronisch über das Internet unter der Webadresse www.hausderzukunft.at Interessierten öffentlich zugänglich gemacht.

DI Michael Paula

Leiter der Abt. Energie- und Umwelttechnologien

Bundesministerium für Verkehr, Innovation und Technologie

Projektteam

**Auftragnehmer und
Projektleitung:**



AEE INTEC
Arbeitsgemeinschaft ERNEUERBARE ENERGIE
Institut für Nachhaltige Technologien

A-8200 Gleisdorf, Feldgasse 19

DI Robert Hausner, Ing. Christian Fink,
Ing. Waldemar Wagner, Richard Riva

Tel.: 03112 5886 - 14

Fax: 03112 5886 - 18

E-Mail: c.fink@aee.at

<http://www.aee.at>

Projektpartner:

Sonnenkraft Vertriebs - GmbH

A-9300 St. Veit
Industriepark St.Veit

Tel: 04212/45010

Fax: 04212/45010-377

E-Mail: peter.prasser@sonnenkraft.com

GREENoneTEC Solarindustrie GmbH

A-9300 St. Veit
Industriepark St.Veit

Tel: 04212 28 136 - 0

Fax: 04212 28 136 - 250

E-Mail: peter.markart@greenonetec.com

S.O.L.I.D. GesmbH

A-8010 Graz, Hergottwiesgasse 188

Tel: 0316/292840-40

Fax: 0316/292840-28

E-Mail: c.holter@nahwaerme.net

ÖKOTECH GesmbH

A-8020 Graz, Asperngasse 16

Tel: 0316/576077

Fax: 0316/576077-28

E-Mail: oekotech@aon.at

Tyforop Chemie GmbH

D-22305 Hamburg, Hellbrookstrasse 5a

Tel.: 0049/40612169

Fax: 0049/40615299

E-Mail: info@tyfo.de

RESOL – Elektronische Regelungen GmbH

D-45527 Hattingen, Heisampstrasse 10

Tel.: 0049/2324 9648

Fax: 0049/2324 9648-55

E-Mail: rudolf.pfeil@resol.de

Gebr. Tuxhorn GmbH & Co KG

D-33647 Bielefeld, Westfalenstrasse 36

Tel.: 0049/52144808-44

Fax: 0049/52144808-40

E-Mail: gebr.tuxhorn@tuxhorn.de

Abstract

The improvement in the efficiency of thermal collectors achieved in the last few years has led on the one hand to the higher solar yields sought after, and on the other hand higher thermal loads in the solar system in the case of stagnation. In particular thermal solar systems to support heating (combi systems) frequently reach the stagnation condition in the summer due to the lack of consumption. Since the overall system is exposed to very high temperature loads in the event of stagnation damage is often encountered respectively problems with the plant if the system is unfavourably or wrongly designed (damage to components as a result of a too high temperature load, a reaction from the safety valve, water hammer, degradation of the heat transfer medium, etc.). The major part of these defects can be avoided if there is sufficient knowledge of the procedures in the stagnation condition as early as the planning phase.

Within the framework of this project concrete approaches and solutions were elaborated with the 7 industrial partners involved in the project to construct thermal solar plants with an unproblematic stagnation behaviour.

The specific steam generating capacity was recognised as the most important variable and dimension figure to evaluate the stagnation behaviour of collectors and systems. This allows the classification of different collector types respectively leading the internal pipes and the calculation of the maximum range of steam in the system. Apart from solar irradiation, the emptying behaviour of the collector and the system has most influence on the specific maximum steam performance. The influences on the emptying behaviour were examined using numerous measurements performed on the test bench of AEE INTEC (within two measuring periods – summer half-year 2001 and 2002) on representative individual collectors (1st measuring period, 6m², 6 types) and on typical hydraulic connections of individual collectors (2nd measuring period, 24 m², 3 types, 8variants). The category of collectors and systems with a good emptying behaviour has a specific maximum steam performance of ≤ 50 W for each m² collector area, with the maximum possible solar irradiation, the category of flat plate collectors and systems with a poor emptying behaviour on the other hand has a specific maximum steam performance of up to 120 W/m² (vacuum tube collector up to 140 W/m², direct flow U-type absorber pipes). From this characteristic number one can calculate the maximum steam range with the help of the thermal tube losses.

All of the different hydraulic connections and pipe leadings variants tested (24 m², 3 collector types, 8 variants) revealed only a slight influence on the emptying behaviour compared to that of the individual collectors. Mind you some principles are to be observed when it comes to the point of external pipe leading. The use of collectors and systems with good emptying behaviour is a pre-requisite for stagnation-resistant and thus the long operation of systems without the need for maintenance.

Apart from the structure of the collectors, as well as internal and external pipe leading the correct arrangement of the check valve within the check group of hydraulic components (the sequence is as follows: check valve – connection membrane expansion vessel – return line) is an important criterion to achieve lower steam power.

If the steam range calculated in a certain system is so great that temperature-sensitive construction element can be reached, then some measures suitable for practice were elaborated to restrict these. The most favourable today is the use of a favourably priced and simple stagnation cooler in front of the expansion vessel which, assembled in a suitable geodetic position, restricts the steam range without the use of auxiliary energy to uncritical zones.

In the present paper the dimensioning rules common to date for the membrane expansion vessel were modified quite decisively, with due consideration to the procedures during the stagnation condition, and summarised in a way suitable for practice.

Steam bubble inclusions were recognised as one of the reasons for water hammers caused by a mixture of a steam and liquid stream in the T-pieces area within the collector and in the course of the pipelines reached by the steam. In the same way condensation pockets in pipe bottoms and longer horizontal pipelines cause water hammers. Collectors with a good emptying behaviour and systems and pipes which drop down persistently minimise the probability of water hammers occurring. Although water hammers are a disturbing influence in acoustic terms no impermissible pressure loads on system components were observed in the high-frequency measurements (resolution 20 ms) discussed here.

The heat transfer media used in the first measuring period (summer half-year 2001) were analysed and compared with the thermal stagnation loads measured. In this respect a clear relation between an analytically detectable deterioration of the spare alkalinity and the thermal load of the residual liquid in the case of stagnation became apparent. Autoclave test at temperatures of 160 °C, 200 °C and 235 °C over a period of 6 weeks on the two types of media used TYFOCOR[®] LS and TYFOCOR[®] L demonstrate the thermal degradation and the load limits. If we transfer this to practice the results of heat transfer medium tests confirm the necessity for the collectors to be emptied as thoroughly as possible in the event of stagnation so that the lowest possible quantity of heat transfer medium – if at all, is subjected to higher temperatures during the „empty boiling process“.

The results of the project were published at five international conferences as well as in two professional journals.

Kurzfassung

Die in den letzten Jahren erzielte Effizienzsteigerung von thermischen Kollektoren führte einerseits zu den gewünschten höheren Solarerträgen, brachte andererseits aber höhere thermische Belastungen des Solarsystems im Stagnationsfall mit sich. Vor allem thermische Solarsysteme zur Heizungsunterstützung (Kombisysteme) erreichen im Sommer aufgrund des fehlenden Verbrauchs häufig den Zustand der Stagnation. Da das Gesamtsystem im Stagnationsfall sehr hohen Temperaturbelastungen ausgesetzt ist, kommt es bei ungünstigem bzw. falschem Systemdesign häufig zu Schäden und Problemen an der Anlage (Schäden an Komponenten infolge zu hoher Temperaturbelastung, Abblasen des Sicherheitsventils, Kondensationschläge, Degradation des Wärmeträgers, etc.). Der Großteil dieser Defekte ist bei entsprechendem Wissen über die Vorgänge im Stagnationszustand aber bereits in der Planungsphase zu vermeiden.

Im Rahmen dieses Projektes wurden mit den 7 beteiligten Industriepartnern konkrete Ansätze und Lösungen zur Erreichung von thermischen Solarsystemen mit unproblematischem Stagnationsverhalten erarbeitet.

Als wichtigste Kenngröße und Maßzahl zur Beurteilung des Stagnationsverhaltens von Kollektoren und Systemen wurde die spezifische maximale Dampfleistung erkannt. Sie erlaubt eine Klassifizierung von unterschiedlichen Kollektortypen bzw. Verschaltungsvarianten sowie die Errechnung der maximalen Reichweite des Dampfes. Den wichtigsten Einfluss auf die spezifische maximale Dampfleistung hat neben der solaren Einstrahlung das Entleerungsverhalten des Kollektors und des Systems. Anhand zahlreicher Messungen am Versuchsstand der AEE INTEC (innerhalb von zwei Messperioden – Sommerhalbjahr 2001 und 2002) an repräsentativen Einzelkollektoren (1. Messperiode, 6m², 6 Typen) sowie an typischen Verschaltungen von Einzelkollektoren (2. Messperiode, 24 m², 3 Typen, 8 Varianten) wurden Einflüsse auf das Entleerungsverhalten untersucht. Die Klasse der gut entleerenden Kollektoren und Systeme hat bei maximal möglicher solarer Einstrahlung eine spezifische maximale Dampfleistung von $\leq 50 \text{ W je m}^2$ Kollektorfläche, die Klasse der schlecht entleerenden Flachkollektoren und Systeme hingegen eine spezifische maximale Dampfleistung von bis zu 120 W/m^2 (Vakuurröhrenkollektor bis 140 W/m^2 , direkt durchströmte U-förmige Absorberrohre). Alle getesteten Verschaltungsvarianten (24 m², 3 Typen, 8 Varianten) zeigten gegenüber demjenigen der Einzelkollektoren nur einen geringen Einfluss auf das Entleerungsverhalten. Allerdings sind dabei Grundsätze in der Leitungsführung zu beachten. Der Einsatz gut entleerender Kollektoren und Systeme ist Voraussetzung für stagnationssicheren und damit langen sowie wartungsarmen Betrieb der Systeme.

Neben der Beschaffenheit von Kollektoren, Verschaltung und Rohrführung ist die richtige Anordnung des Rückschlagventils innerhalb der Rücklaufgruppe (folgende

Reihenfolge: Rückschlagventil – Anschluss Ausdehnungsgefäß – Rücklaufleitung) ein wesentliches Kriterium zum Erreichen niedriger spezifischer Dampfleistungen.

Ist bei einem bestimmten System die errechnete Dampfreichweite so groß, dass temperaturempfindliche Bauelemente erreicht werden können, so wurden einige praxistaugliche Maßnahmen erarbeitet, diese zu begrenzen. Die aus heutiger Sicht günstigste ist der Einsatz eines preiswerten einfachen Stagnationskühlers vor dem Ausdehnungsgefäß, der in geeigneter geodätischer Lage montiert, ohne Einsatz von Hilfsenergie, die Dampfreichweite auf unkritische Bereiche einschränkt.

Innerhalb der vorliegenden Arbeit wurden die bisher üblichen Dimensionierungsrichtlinien für das Membranausdehnungsgefäß, unter Berücksichtigung der Vorgänge während des Stagnationszustandes, entscheidend modifiziert und in einfachen Termen praxistauglich zusammengefasst.

Als eine der Quellen von Kondensationsdruckschlägen wurden Dampfblaseneinschlüsse verursacht durch Mischung eines Dampf- und eines Flüssigkeitsstromes im Bereich von T-Stücken innerhalb des Kollektors und im Verlaufe der vom Dampf erreichten Rohrleitungen erkannt. Ebenso verursachen Kondensatansammlungen in Rohrsenken und längeren horizontalen Leitungen Kondensationsschläge. Gut entleerende Kollektoren und Systeme sowie konsequent fallende Verlegung von Rohrleitungen minimieren die Wahrscheinlichkeit des Auftretens von Druckschlägen. Obwohl Kondensationsdruckschläge akustisch stark störende Ereignisse darstellen können, wurden bei den vorliegenden hochfrequenten Messungen (Auflösung 20 ms) keine unzulässigen Druckbelastungen von Systemkomponenten festgestellt.

Die in der ersten Messperiode (Sommerhalbjahr 2001) eingesetzten Wärmeträgermedien wurden analytisch untersucht und mit den gemessenen thermischen Stagnationsbelastungen verglichen. Dabei zeigte sich ein eindeutiger Zusammenhang zwischen analytisch nachweisbarem Abbau der Reservealkalität und der thermischen Belastung der Restflüssigkeitsmenge im Stagnationsfall. Autoklaventests bei Temperaturen von 160 °C, 200 °C und 235 °C über einen Zeitraum von 6 Wochen an den beiden eingesetzten Medien TYFOCOR® LS und TYFOCOR® L zeigten den thermischen Abbau und die Belastungsgrenzen. Auf die Praxis übertragen bestätigen die Ergebnisse der Wärmeträgeruntersuchungen die Notwendigkeit einer möglichst vollständigen Entleerung der Kollektoren im Stagnationsfall, sodass das Medium - wenn überhaupt, dann nur in möglichst geringer Menge während des „Leersiedens“ - erhöhten Temperaturen unterworfen ist.

Die Ergebnisse dieses Projektes wurden bei 5 internationalen Veranstaltungen sowie in 2 Fachmagazinen veröffentlicht.

INHALT

1	EINLEITUNG UND ZIELFORMULIERUNG DES PROJEKTS	15
1.1	Problemanalyse	15
1.2	Aufgabenstellung und Zielsetzung	18
2	BEURTEILUNG DES STAGNATIONSVERHALTENS VON EINZELKOLLEKTOREN	19
2.1	Versuchsanordnung	19
2.2	Auswahl von Grundverschaltungstypen für die messtechnischen Untersuchungen	23
2.3	Messkonzept	28
2.4	Erfasste Größen und verwendete Messtechnik	31
2.5	Versuchsvarianten in der ersten Messperiode (Sommer 2001)	33
2.6	Messergebnisse der ersten Messperiode (Sommer 2001)	35
2.6.1	Beispiele für Druck- und Temperaturmessergebnisse	35
2.6.1.1	Messbeispiele für einen wolkenlosen Tag	35
2.6.1.2	Messbeispiele für einen wechselnd bewölkten Tag	41
2.6.1.3	Messbeispiele für Rückschlagventil rücklaufseitig, wolkenloser Tag	46
2.6.2	Quantitative Auswertung der Messdaten	52
2.6.2.1	Berechnung des Dampfvolumens	53
2.6.2.2	Berechnung der Dampfreichweite	54
2.6.2.3	Berechnung der Dampfleistung	54
2.6.2.4	Auswertung der Einflussgröße: Strahlungsleistung	54
2.6.2.5	Regressionsanalytische Auswertungen	55
2.6.2.6	Berechnung der Restflüssigkeitsmenge	55
2.6.2.7	Auswertungsergebnisse maximale Dampfleistung	55
2.6.2.8	Maximale Dampfleistung der Testkollektoren im Vergleich	60
2.6.2.9	Auswertungsergebnisse Restflüssigkeitsmenge	61
2.6.3	Hochrechnung auf praxisnahe Systeme	63
2.6.4	Schnelle Druckereignisse	67
3	BEURTEILUNG DES STAGNATIONSVERHALTENS VON AUS EINZELKOLLEKTOREN ZUSAMMENGESCHALTETEN KOLLEKTORFELDERN	75
3.1	Optimierung von Einzelkollektoren - Zusammenhänge zwischen Kollektorwirkungsgrad im Normalbetrieb und Stagnationsverhalten	75
3.2	Testkollektoren und Versuchsanordnung in der zweiten Messperiode (Sommer 2002)	78
3.3	Verschaltungsvarianten in der zweiten Messperiode (Sommer 2002)	81

3.3.1	Verschaltungsvarianten mit dem Serpentin Kollektor	82
3.3.2	Verschaltungsvarianten mit dem Kollektor Hor. TM2S	83
3.3.3	Verschaltungsvarianten mit dem Kollektor Hor. TM	84
3.4	Messergebnisse der zweiten Messperiode	85
3.4.1	Quantitative Auswertung der Messdaten	86
3.4.1.1	Auswertungsergebnisse zur „Maximalen Dampfleistung“	87
3.4.1.2	Testkollektoren und Varianten im Vergleich	96
3.4.1.3	Auswertungsergebnisse Restflüssigkeitsmenge	100
3.4.2	Hochrechnung auf praxisnahe Systeme	100
3.4.3	Temperaturbelastungen durch in Phase 2 ausgedrückte heiße Flüssigkeit	103
3.4.4	Temperaturverteilung im System	105
3.4.5	Schnelle Druckereignisse bei den Verschaltungsvarianten	107
3.4.5.1	Schnelle Druckereignisse der Variante Serpentine, 2P, Reihen-2P	108
3.4.5.2	Schnelle Druckereignisse der Variante Serpentine, 2P, Reihen-2S	110
3.4.5.3	Schnelle Druckereignisse der Variante Hor. TM2S, Reihen-2S, 2P	113
3.4.5.4	Schnelle Druckereignisse der Variante Hor. TM, 2S, Reihen-2S	115
3.4.6	Kondensationsschläge – zusammenfassende Erkenntnisse aus den Messreihen	117
4	DAS STAGNATIONSVERHALTEN VON SYSTEMEN	119
4.1	Das Entleerungsverhalten des Gesamtsystems	119
4.1.1	Zusammenschaltung von Kollektorfeldern	119
4.1.2	Anordnung der Systemkomponenten	120
4.2	Die spezifische Dampfleistung - Maßzahl zur Beurteilung des Stagnationsverhaltens	121
4.3	Bestimmung der Dampfreichweite	123
4.4	Dimensionierung des Membranausdehnungsgefäßes	124
4.4.1	Angepasstes Formelwerk	124
4.4.2	Optimierung von Vordruck , Fülldruck, Gefäßvorlage und Ansprechdruck des Sicherheitsventils	125
4.5	Definition von Belastungsgrenzen marktüblicher Wärmeträger und Auswirkungen auf das System	129
4.5.1	Der Wärmeträger in Solaranlagen - Anforderungen und Aufbau	129
4.5.2	Thermische Belastung von Solarfluiden – Grundlagen	131
4.5.2.1	Oxidativer Abbau	132
4.5.2.2	Thermischer Abbau	133
4.5.3	Untersuchungen am Wärmeträger - erste Messperiode 2001	134
4.5.3.1	Wärmeträgeruntersuchungen innerhalb der Testreihe 1	135
4.5.3.2	Wärmeträgeruntersuchungen innerhalb der Testreihe 2	137
4.5.3.3	Diskussion der Ergebnisse zur ersten Messperiode	139
4.5.4	Untersuchungen am Wärmeträger im Autoklav	141
4.5.4.1	Experimentelle Arbeiten – thermische Belastungstests von TYFOCOR® L und TYFOCOR® LS	141
4.5.4.2	Diskussion der Ergebnisse der Autoklavenversuche	144

4.6	Optimierung des Stagnationsverhaltens von Systemen	146
4.6.1	Maßnahmen zur Verbesserung des Stagnationsverhaltens	146
4.6.1.1	Vermeidung des Stagnationszustandes mittels Nachtkühlung	146
4.6.1.2	Vermeidung des Stagnationszustandes mittels Luftkühler	146
4.6.1.3	Gezielte Abfuhr der im Stagnationsfall über Dampf transportierten Energie	146
4.7	Stagnationssicheres Systemdesign – Zusammenfassung der Erkenntnisse	150
5	DRAIN BACK SYSTEME	153
5.1	Ausführungsformen von Drain Back Systemen	154
5.2	Derzeitiger Stand bei Drain Back Systemen – Umsetzungschancen in Österreich	156
6	TÄTIGKEITSBERICHT	159
7	ERGEBNISSE DES PROJEKTES UND SCHLUSSFOLGERUNGEN	161
7.1	Motivation, Inhalt und Ziele	161
7.2	Ergebnisse	162
8	LITERATURVERZEICHNIS	166

1 Einleitung und Zielformulierung des Projekts

In Österreich waren mit Ende des Jahres 2001 insgesamt knapp 2,4 Millionen Quadratmeter thermischer Sonnenkollektoren installiert (Faninger, BVS, 2002). Neben der Installation von thermischen Kollektoren zur Brauchwassererwärmung werden mit steigender Tendenz Kombianlagen zur Brauchwassererwärmung und Heizungsunterstützung errichtet. So wurden seit dem Jahr 1998 regelmäßig mehr als 50% der in Österreich installierten Kollektorfläche in Kombianlagen (Brauchwassererwärmung und Heizungsunterstützung) eingesetzt (Faninger, BVS, 2002).

Parallel zu dieser Marktentwicklung hat sich auch die Anzahl der angebotenen Kollektortypen ständig erhöht. Neben einer Vielzahl kleiner und mittelständischer Unternehmen ist der Solarmarkt nun auch für größere Betriebe interessant geworden. Diese Entwicklung hat die Herstellung und Markteinführung von noch hochwertigeren Kollektoren mit sich gebracht. Besonders im Bereich der Absorberbeschichtungen gibt es neben dem traditionellen Schwarzchrom schon seit mehreren Jahren sehr effiziente Produkte am Markt, die auf Beschichtungstechniken aus der Gasphase heraus basieren (TiNOX, Interpane, etc.).

Die also an Effizienz gewinnenden Kollektoren sind einerseits, in Bezug auf die höheren Solarerträge, zu begrüßen, andererseits stellen diese Produkte aufgrund der hohen erreichbaren Kollektortemperaturen bei möglicher Anlagenstagnation aber eine enorme thermische Belastung für das gesamte Anlagensystem dar.

1.1 Problemanalyse

Ein Stagnationszustand – obwohl Energie vom Kollektor abgeführt werden könnte, steht die Systempumpe still - kann durch verschiedene Umstände eintreten. Einmal kann der Stagnationszustand infolge eines technischen Defektes im System, ein anderes mal durch einen Stromausfall oder auch durch einen fehlenden Verbrauch der Solarwärme erreicht werden. Letzteres tritt vor allem sehr häufig bei Kombianlagen (solare Brauchwassererwärmung und Heizungsunterstützung) in den Sommermonaten auf. Die Kollektoranlagen sind für die Unterstützung der Raumheizung ausgelegt und gehen im Sommer, wo nur der Brauchwasserbedarf zu decken bleibt, sehr häufig in Stagnation. Im Stagnationszustand wird das Gesamtsystem sehr hohen Temperaturbelastungen ausgesetzt, was in der Vergangenheit nicht selten Defekte bzw. Schäden verursacht hat. Von zahlreichen Solartechnikfirmen bzw. Endkunden wurde von folgenden Schadensfällen und Erscheinungsbildern infolge Anlagenstagnation berichtet:

- Schäden an Anlagenkomponenten (Ausdehnungsgefäße, Strangreguliertventile, Pumpen, Absperrarmaturen, erdverlegte Rohrleitungen, etc.) infolge zu hoher Temperaturbelastung.

- Lecks an Schraub- und Lötverbindungen im Technikraum infolge zu hoher Temperaturbelastung.
- Abblasen von Wärmeträger über das Sicherheitsventil der Anlage, obwohl die Auslegung des Ausdehnungsgefäßes sowie die Festlegung der Druckverhältnisse (Vordruck/Systemdruck) entsprechend bisher bekannter Dimensionierungsrichtlinien durchgeführt wurde.
- Akustische Belastung für Endkunden infolge von Kondensationsschlägen in Primär- bzw. Sekundärkreis der Solaranlage.
- Druckbelastung von Anlagenkomponenten durch auftretende Druckspitzen infolge von Kondensationsschlägen.
- Degradation des Wärmeträgers (von Ausflockungen bis zur thermischen Zersetzung).

Bisherige Untersuchungen des Berichtverfassers zum Stagnationsverhalten von thermischen Solarsystemen ergaben, dass die Vorgänge während Anlagenstagnation in fünf unterschiedliche Phasen geteilt werden können:

- Phase 1 – Flüssigkeitsdehnung
- Phase 2 – Ausdrücken der Flüssigkeit aus dem Kollektor durch erste Dampfbildung
- Phase 3 – Leersieden des Kollektors – Phase mit Sattdampf
- Phase 4 – Leersieden des Kollektors – Phase mit Sattdampf und überhitztem Dampf
- Phase 5 – Wiederbefüllen des Kollektors

Als kritischste Phase für Anlagenkomponenten und Wärmeträgermedium hat sich die Phase 3 des Stagnationsvorganges erwiesen. Marktübliche Kollektoren sind üblicherweise so konstruiert, dass am Ende der Phase 2 mehr oder weniger kleine Mengen des Wärmeträgers in Absorber- bzw. Sammelrohren in flüssiger Form vorhanden bleiben. Der noch im Kollektor vorhandene flüssige Teil muss vollständig verdampfen und bestimmt dadurch die Reichweite des Sattdampfes und die Zeitdauer der extremen Temperaturbelastungen der Anlagenkomponenten (inkl. des Wärmeträgers). Nach dem Prinzip des Wärmerohres wird hierbei sehr effektiv Energie bei nahezu gleichbleibender Temperatur von der Wärmequelle (Kollektor – entsprechend des Wirkungsgrades bei hohen Temperaturen) bis zu allen Wärmesenken (Rohrleitungen, Armaturen, etc.) transportiert. Das Dampfvolument dehnt sich so weit aus, bis die Oberflächenverluste der mit Sattdampf gefüllten Bereiche im Gleichgewicht mit dem vorherrschenden Kollektorertrag stehen. Das Ende der Phase 3 tritt ein, wenn der Kollektor beginnt auszutrocknen – d. h. erste Bereiche mit überhitztem Dampf entstehen. In der Phase 4 sinkt aufgrund der überhitzten Bereiche im Kollektor die über Dampf zu transportierende Energie, was zum Rückgang des Dampfolumens führt. Abbildung 1 zeigt zur

grafischen Erläuterung die Druckverläufe (gemessen am Ausdehnungsgefäß) dreier Kollektoren mit unterschiedlichem Stagnationsverhalten über einen gesamten Stagnationsprozess. Unter den Druckkurven ist beispielsweise der Beginn- und Endzeitpunkt der einzelnen Stagnationsphasen für den „schlecht entleerenden Kollektor“ (rote Linie) gezeigt, was die Zeiträume und Vorgänge (Druck) innerhalb der einzelnen Phasen repräsentativ darstellt.

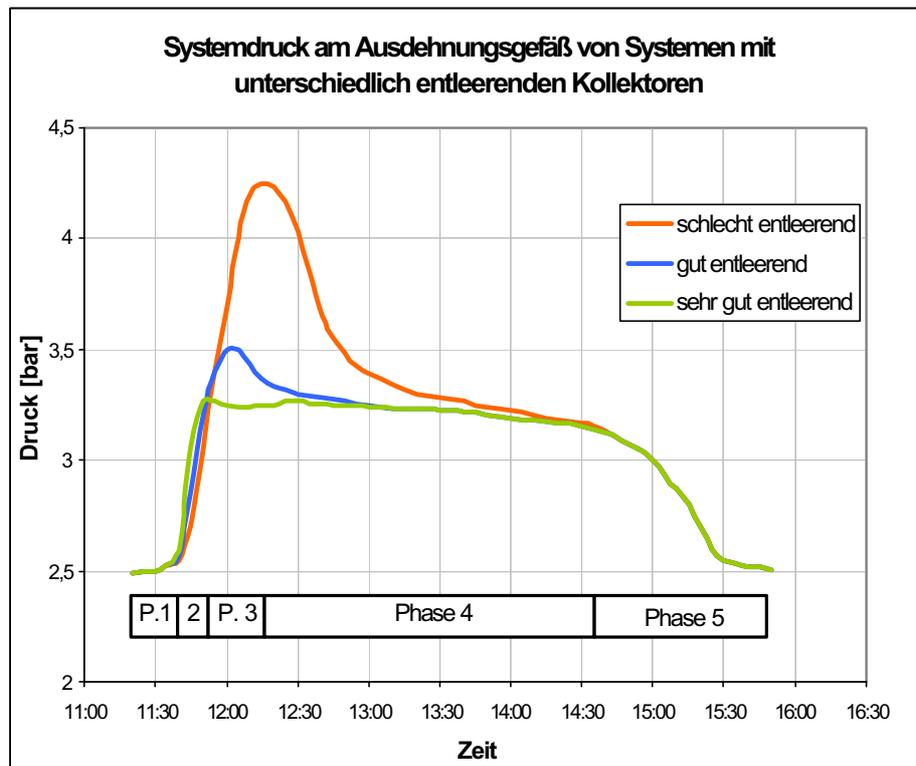


Abbildung 1: Schematische Darstellung des Systemdrucks am Ausdehnungsgefäß von unterschiedlich entleerenden Kollektoren, bzw. Systemen. Die Stagnationsphasen 1 bis 5 sind am Beispiel des schlecht entleerenden Systems eingezeichnet.

Zukünftige Entwicklungen müssen also darauf abzielen, dass am Ende der Phase in der Flüssigkeit aus dem Kollektor gedrückt wird (Phase 2) der Restgehalt an Flüssigkeit im Kollektor so gering als möglich ist und somit die darauffolgende Phase 3 rasch durchlaufen werden kann. Besitzen Kollektoren bzw. Kollektorverschaltungen diese Eigenschaft, spricht man von einem „**guten Entleerungsverhalten**“.

Gleiches gilt für die Belastung des Wärmeträgers. Denn in Absorberkonstruktionen, aus denen größere Mengen Restflüssigkeit während der Phase 2 nicht abfließen können, kommt es wegen der bevorzugten Verdampfung von Wasser zu einer Konzentrationssteigerung der Glykol- und Zusatzkomponenten und damit auch zu einer bedeutenden Erhöhung des Siedepunktes der restlichen Mischung. Dies kann dann so weit führen, dass eine bedeutende Menge hochkonzentrierter Restflüssigkeit nicht mehr verdampft und sehr lange Zeit extrem hohen Temperaturen ausgesetzt ist, was zu einer beschleunigten Degradation des Wärmeträgers führt.

Innerhalb der Phasen 2 bis 5 (Phasen mit Flüssigkeit und Dampf) kann es im Kollektor sowie in der Verrohrung zu mehr oder weniger starken Kondensationsschlägen kommen, welche erhebliche Geräuschbelästigungen mit sich bringen können. In erster Linie handelt es sich hierbei um Kondensat-induzierte Schläge in horizontalen Rohren und um Dampfblasen-induzierte Schläge. Im ersten Fall streicht Sattdampf über Flüssigkeitsbereiche in horizontal gelegenen Rohren und wird durch entstehende Flüssigkeitswellen eingeschlossen. Ein eingeschlossener Bereich kondensiert und die Flüssigkeit schlägt auf die Rohrwand. Im zweiten Fall kondensiert ein eingeschlossener Dampfbereich zwischen zwei Flüssigkeitssäulen, die dann aufeinanderprallen. In bisherigen Untersuchungen konnten Ursachen und Wurzeln des Kondensationsschlages im Solar-system nicht definiert werden, wie auch Angaben über die tatsächliche Größenordnung (Druck- und Akustik) des Schlages nicht gemacht werden konnten. Fakt ist, dass diese Schläge auftreten.

Bisher durchgeführte Untersuchungen sowie die in den letzten Jahren aufgetretenen Schäden infolge von Anlagenstagnation zeigen deutlich, dass zahlreiche solarthermische Systeme ein problembehaftetes Stagnationsverhalten aufweisen. Um das Vertrauen in die Solartechnik zu stärken und damit verbunden eine breite Markteinführung der Technologie zu erreichen, erscheint es für Solartechnikunternehmen aus heutiger Sichtweise unerlässlich, höchst effiziente Systemkonzepte mit möglichst langer Lebensdauer bei kleinstem Wartungsaufwand anzubieten. Ein unproblematisches Stagnationsverhalten spielt dabei neben energetischen Optimierungen eine wesentliche Rolle.

1.2 Aufgabenstellung und Zielsetzung

Ausgehend vom Verständnis der Vorgänge während Stagnation sollten die Komponenten mit Einfluss auf das Stagnationsverhalten sowie die speziellen Anforderungen an diese definiert und aufgrund detaillierter messtechnischer Untersuchungen optimale Systemlösungen ausgearbeitet werden. Das war einerseits die Definition bzw. Entwicklung von angepassten Einzelkollektoren mit optimiertem Entleerungsverhalten und deren hydraulische Verschaltung zu komplexen Kollektorflächen sowie andererseits die Definition von günstigen Druckverhältnissen, angepassten Dimensionierungsrichtlinien für Ausdehnungsgefäße, angepassten Rücklaufgruppen, und angepassten Regelungsstrategien. Neben der Entwicklung eines „Solarsystems“, das sowohl in Klein- wie auch Großanlagen ein problemloses Stagnationsverhalten und lange Lebensdauer der Anlagenkomponenten gewährleistet, sollte auch ein technisches Konzept für Drain-Back Systeme diskutiert und die Umsetzbarkeit geprüft werden.

2 Beurteilung des Stagnationsverhaltens von Einzelkollektoren

Ziel des gegenständlichen Projektes war die Definition von Solarsystemen mit unproblematischem Stagnationsverhalten für Klein- und Großanlagen. Da die konstruktive und hydraulische Beschaffenheit von Kollektoren hierbei eine entscheidende Rolle spielt, wurden in der ersten Messperiode (Sommer 2001) messtechnische Untersuchungen an Einzelkollektoren (6m² große Elemente) und in der zweiten Messperiode (Sommer 2002) Untersuchungen an zu größeren Flächen verschalteten Einzelkollektoren (24m² große Kollektorflächen) durchgeführt.

Den Untersuchungen an den Einzelkollektoren galt folgendes Hauptaugenmerk:

- Die messtechnische Erfassung des Entleerungsverhaltens von fünf Flachkollektortypen mit unterschiedlicher interner Verschaltung
- Die messtechnische Erfassung des Entleerungsverhaltens eines direktdurchströmten Vakuumkollektors
- Die Definition von Kennzahlen zur Bewertung des Entleerungsverhaltens
- Die messtechnische Erfassung von hochfrequenten Druckänderungen während Anlagenstagnation (Erfassung von Kondensationsschlägen)
- Die messtechnische Erfassung von akustischen Belastungen, die häufig infolge von Kondensationsschlägen auftreten.
- Die regelmäßige Entnahme von Wärmeträgerproben und Ermittlung der erfahrenen Belastung.
- Diskussion der Ergebnisse mit den beteiligten Industriepartnern und Definition von Einzelkollektoren mit optimiertem Stagnationsverhalten.

Da für die detaillierte Bearbeitung der vorhin genannten Schwerpunkte umfassende messtechnische Untersuchungen nötig waren, wurde für den Versuchsstand der AEE INTEC eine Versuchsanordnung ausgearbeitet.

2.1 Versuchsanordnung

Die Größe der Einzelkollektoren wurde mit 6 m² Bruttokollektorfläche festgelegt. Einerseits repräsentiert diese Größenordnung die Kollektortypen für Großanlagen relativ gut und andererseits können deutlichere bzw. leichter erfassbare Unterschiede im Stagnationsverhalten aufgezeigt werden als vergleichsweise bei Einzelkollektoren mit 2 m².

Der Versuchsstand der AEE INTEC bietet die Möglichkeit, drei Einzelkollektoren zu je 6 m² Bruttokollektorfläche ohne gegenseitige Beeinflussung (Beschattung) anzuordnen. Deshalb war es nötig, die messtechnischen Untersuchungen in der Messperiode 1 (erster Messsommer) in zwei Serien durchzuführen.

Je Messserie wurden die Einzelkollektoren über drei externe Wärmetauscher an einen 500 Liter fassenden Pufferspeicher gekoppelt (Abbildung 2).

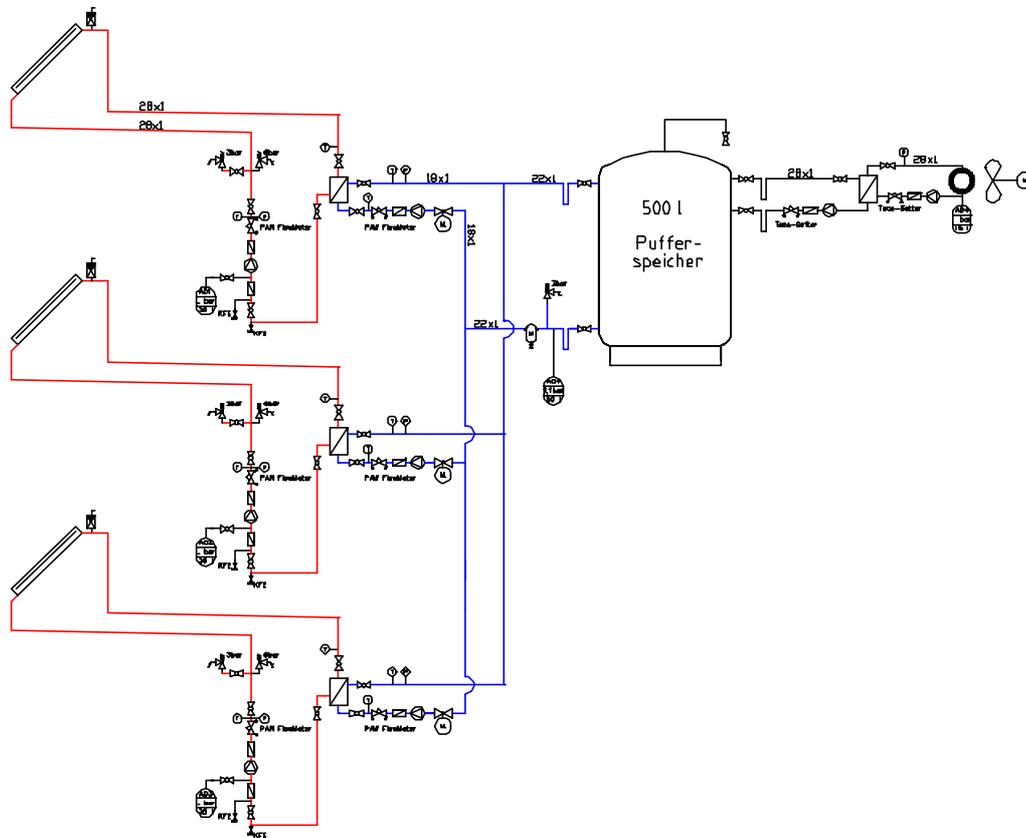


Abbildung 2: Versuchsanordnung für drei Einzelkollektoren inkl. Pufferspeicher und Kühlkreis

Durch diese Systemkonstellation konnte das Versetzen der Anlage in den Stagnationszustand je nach Untersuchungsziel sehr flexibel und für alle Testkollektoren aus annähernd gleichen Bedingungen (Temperatur) heraus erfolgen, da nur ein Speicher als Wärmesenke fungierte. Die entsprechend programmierte Regelung ließ eine Veränderung der Regelgröße (Temperatur oder Zeit) zu. Je nach Untersuchungsziel konnte somit in Abhängigkeit der Einstrahlung ein „sanfter“ oder „harter“ Stagnationsablauf erzielt werden.

Jeder einzelne Systemkreis verfügte über eine eigene Pumpengruppe inkl. Ausdehnungsgefäß und Sicherheitsventil. Der Ansprechdruck des Sicherheitsventils wurde mit 6 bar festgelegt.

Die über die Kollektoren in den Speicher eingebrachte Wärme wurde über einen Kühlkreis (Wasser/Luft-Kühler) in der Nacht abgegeben, sodass täglich annähernd gleiche Starttemperaturen vorherrschten.

Um gleiche Bedingungen für jedes Einzelsystem (hinsichtlich Verlustleistung) zu schaffen, wurden die Verbindungsleitungen zwischen Kollektoren und externen Wärmetau-

schern gleich lang und mit gleichem Gefälle ausgeführt. Die Ansicht der gesamten Versuchsanordnung ist in Abbildung 3 dargestellt.

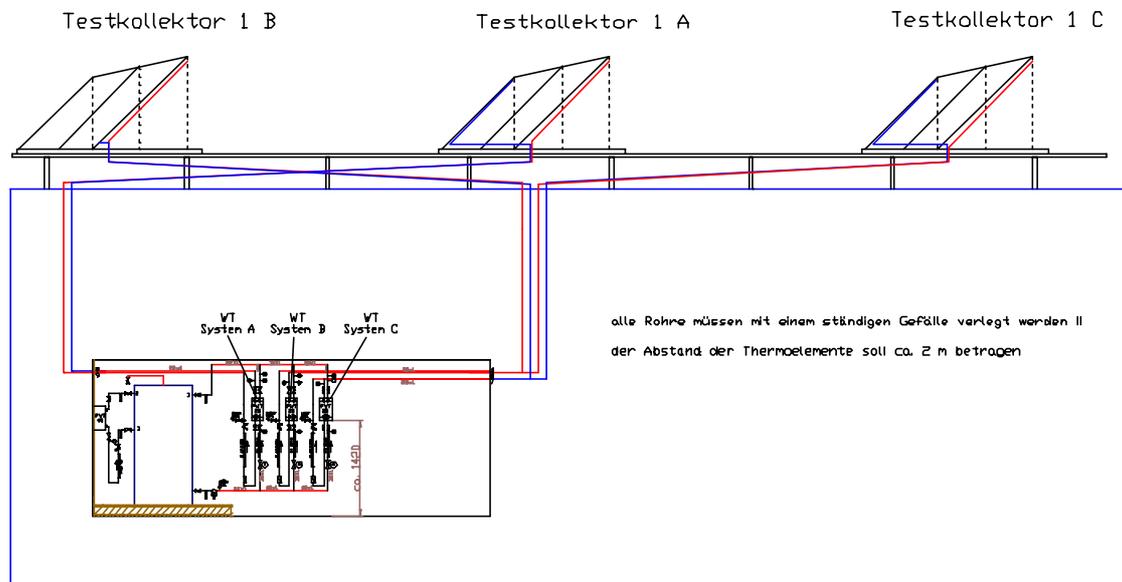


Abbildung 3: Ansicht der Versuchsanordnung – Testkollektoren und Systemhydraulik

Nachfolgende Abbildungen (Abbildung 4 bis Abbildung 7) zeigen Aufnahmen zur Versuchsanordnung sowie zu den durchgeführten Hydraulik- und Elektroinstallationen.



Abbildung 4: Anordnung der drei Flachkollektoren aus der ersten Messserie am Versuchsstand der AEE INTEC - Südansicht



Abbildung 5: Anordnung der drei Flachkollektoren aus der ersten Messserie am Versuchsstand der AEE INTEC – Nordansicht.



Abbildung 6: Ansicht der Hydraulikinstallation sowie der freiprogrammierbaren Regelung im Container des Versuchsstandes der AEE INTEC



Abbildung 7: Seitenansicht der Versuchsaufbauten. Einzelkollektoren am Flachdach und Container zur Aufnahme sämtlicher Hydraulikinstallationen, Regelungen und der messtechnischen Einrichtungen.

2.2 Auswahl von Grundverschaltungstypen für die messtechnischen Untersuchungen

Das Stagnationsverhalten von Einzelkollektoren wird im wesentlichen durch die Art und Weise der Kollektorhydraulik bestimmt.

Eine Analyse der Serienprodukte des im Projektkonsortium partizipierenden Kollektorherstellers GREENoneTEC zeigte, dass die Vielfalt an unterschiedlichen Kollektorverschaltungen groß ist. Dabei konnten bei der Vielzahl der Standardkollektortypen definitiv 10 unterschiedliche hydraulische Schaltungen registriert werden. Diese 10 Verschaltungsvarianten wurden wiederum auf 5 Grundverschaltungstypen zurückgeführt. Dabei wurde nach folgenden Kriterien vorgegangen:

- Sehr oder wenig interessant für Untersuchungen zum Stagnationsverhalten
- Rückführbarkeit auf ähnliche Grundschaltungen
- Marktrelevanz der Schaltung
- Fertigungstechnische Problemstellungen

Die so ausgewählten Grundschaltungen für die 5 Flachkollektoren mit je 6 m² Bruttokollektorfläche werden nachfolgend dargestellt. Um innerhalb dieser Versuchsreihe vergleichbare Rahmenbedingungen zu schaffen, wurden für die fünf Flachkollektoren idente geometrische Abmessungen und gleiche Kollektorkonstruktionen (Ausnahme:

interne Verrohrung) und Absorberbeschichtungen definiert. Als Vergleichsprodukt zu den 5 Flachkollektoren wurde ein Vakuumröhrenkollektor (5,8 m² Bruttokollektorfläche) als sechster Kollektortyp ausgewählt. Vor allem der direkt durchströmte Vakuumkollektor ließ, aufgrund der im Vergleich zu Flachkollektoren wesentlich höheren erzielbaren Stillstandstemperaturen, auf ein interessantes Stagnationsverhalten schließen.

In Abhängigkeit der Messserie (1 oder 2) sowie der Systemzugehörigkeit (A, B, oder C) erfolgt die **Bezeichnung der sechs Testkollektoren**. Es werden hier zwei Kollektorbezeichnungen verwendet:

Kurzbezeichnung z.B.: Testkollektor 1A

Testkollektor 1A steht für: Messserie 1, Testkollektor am System A

Vollständige Kurzbezeichnung mit zusätzlicher Angabe des Verrohrungstyps z.B.:

Testkollektor 1A Hor. Nicht-TM

Horizontale Absorberrohre **nicht** nach dem **Tichelmann**prinzip verschaltet.

Es wird teilweise auch zur besseren Übersicht das zugehörige Verrohrungs-Schema als Symbol dargestellt, z. B.:



Innerhalb der ersten Messserie der ersten Messperiode (Sommer 2001) wurden folgende Testkollektoren untersucht:

Testkollektor 1A Hor. Nicht-TM (Abbildung 8):



Flachkollektor mit **horizontalen** Absorberrohren und mit oben liegenden Anschlüssen auf beiden Seiten. Die Anspeisung der einzelnen Absorberrohre erfolgt **nicht** nach dem **Tichelmann**-Prinzip. Acht Temperatursensoren wurden direkt im Kollektor vorgesehen.

Testkollektor 1B Hor. TM 2S (Abbildung 9):



Flachkollektor mit **horizontalen** Absorberrohren in **Tichelmann**-Verschaltung mit **2** Gruppen in **Serie** und den Anschlüssen auf einer Seite. Sechs Temperatursensoren wurden direkt im Kollektor vorgesehen.

Testkollektor 1C Vertik. TM 4S (Abbildung 10):



Flachkollektor mit **vertikalen** Absorberrohren („auf und ab“) in **Tichelmann**-Verschaltung mit **4** Gruppen in **Serie** und mit oben liegenden Anschlüssen auf beiden Seiten. Sechs Temperatursensoren wurden direkt im Kollektor vorgesehen.

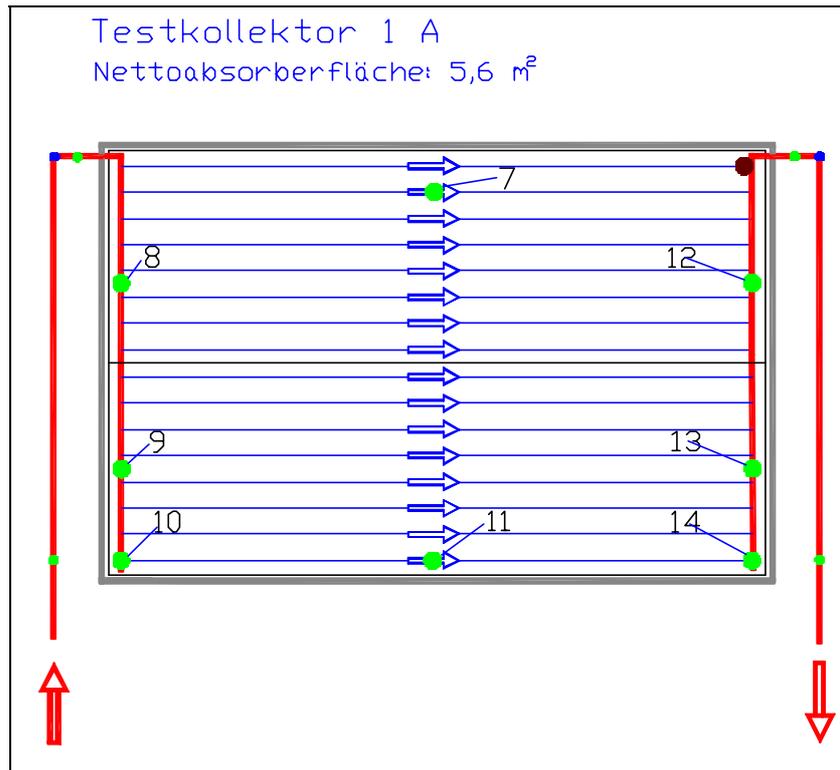


Abbildung 8: Testkollektor 1A, Flachkollektor mit horizontalen Absorberrohren und mit einem oben liegenden Anschluss auf beiden Seiten. Verschaltung nicht nach Tichelmann-Prinzip. Temperaturmessstellen sind grün, Druckmessstellen sind blau dargestellt.

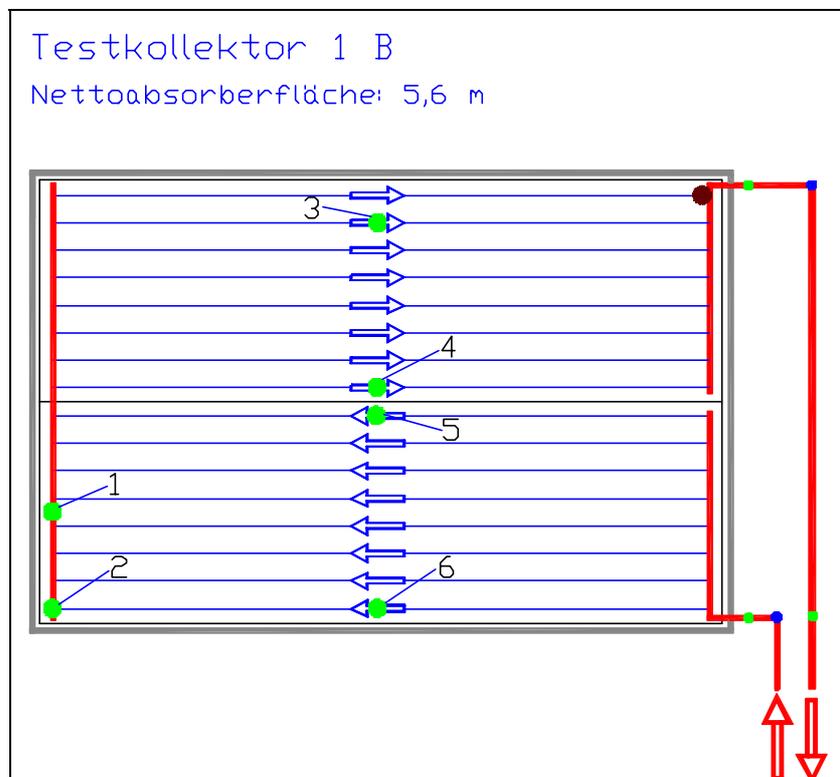


Abbildung 9: Testkollektor 1B, Flachkollektor mit horizontalen Absorberrohren und den Anschlüssen auf einer Seite. Temperaturmessstellen sind grün, Druckmessstellen sind blau dargestellt.

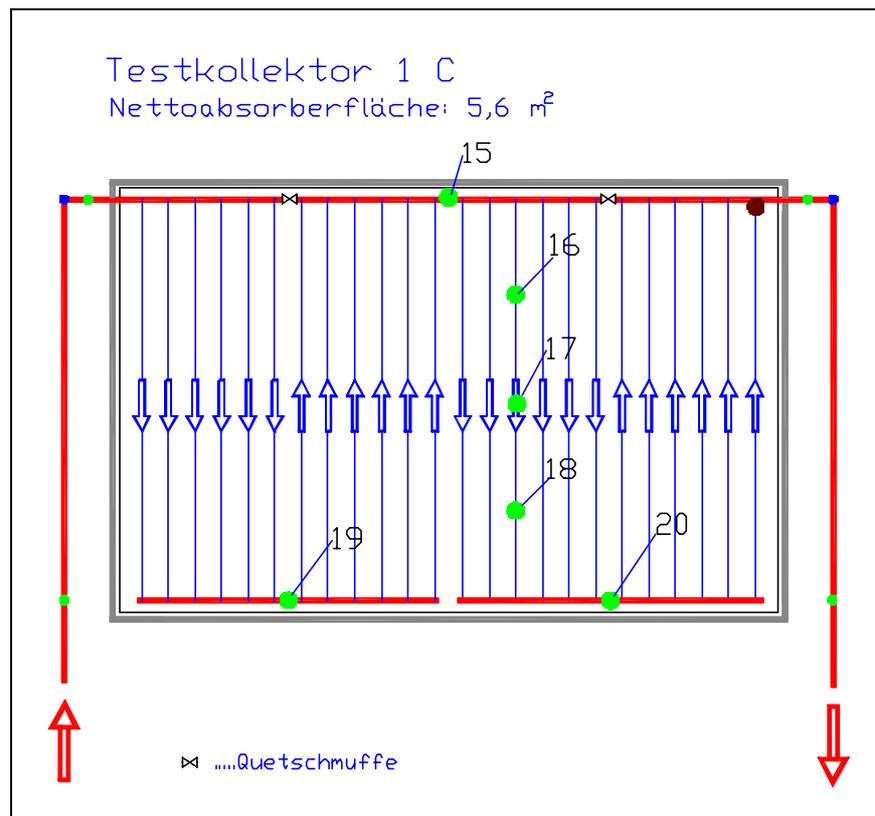


Abbildung 10: Testkollektor 1C, Flachkollektor mit vertikalen Absorberrohren und mit einem oben liegenden Anschluss auf beiden Seiten. Temperaturmessstellen sind grün, Druckmessstellen sind blau dargestellt.

Innerhalb der zweiten Messserie der ersten Messperiode (Sommer 2001) wurden folgende Testkollektoren untersucht:

Testkollektor 2A Vakuum (Abbildung 11):

 **Vaku**umkollektor mit vertikalen, direktdurchströmten Absorberrohren („auf und ab“) und mit oben liegenden Anschlüssen auf beiden Seiten. Zehn Temperatursensoren wurden direkt im Kollektor vorgesehen.

Testkollektor 2B Serpentine (Abbildung 12):

 Flachkollektor mit vertikalen, mäanderförmigen Absorberrohren (**Serpen- tine**) und mit beiden Anschlüssen auf einer Seite. Fünf Temperatursensoren wurden direkt im Kollektor vorgesehen.

Testkollektor 2C Hor. TM (Abbildung 13):

 Flachkollektor mit **horizontalen** Absorberrohren und mit oben liegenden Anschlüssen auf beiden Seiten. Die Anspeisung der einzelnen Absorberrohre erfolgt nach dem **Tichelmann-Prinzip**. Vier Temperatursensoren wurden direkt im Kollektor vorgesehen.

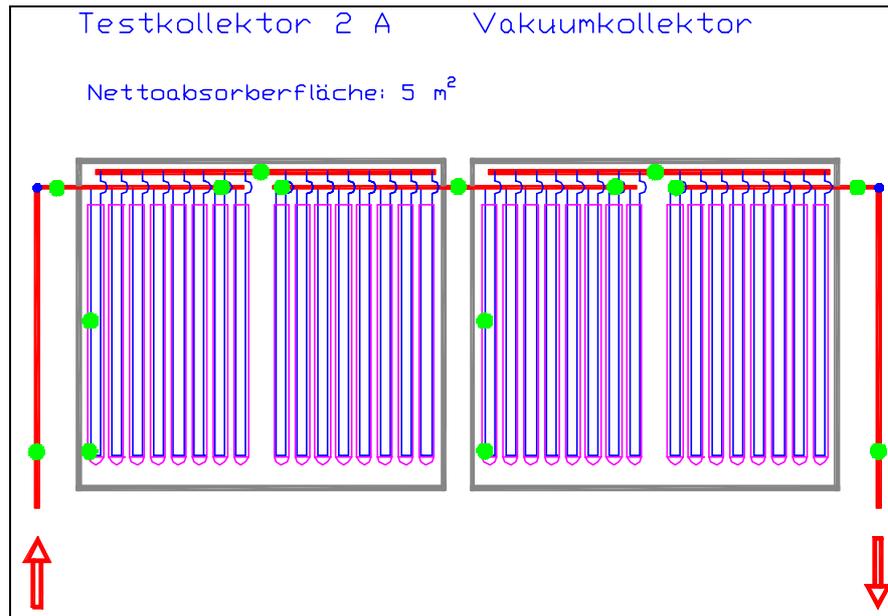


Abbildung 11: Testkollektor 2A, Vakuunkollektor mit vertikalen Absorberrohren und mit einem oben liegenden Anschluss auf beiden Seiten. Temperaturmessstellen sind grün, Druckmessstellen sind blau dargestellt.

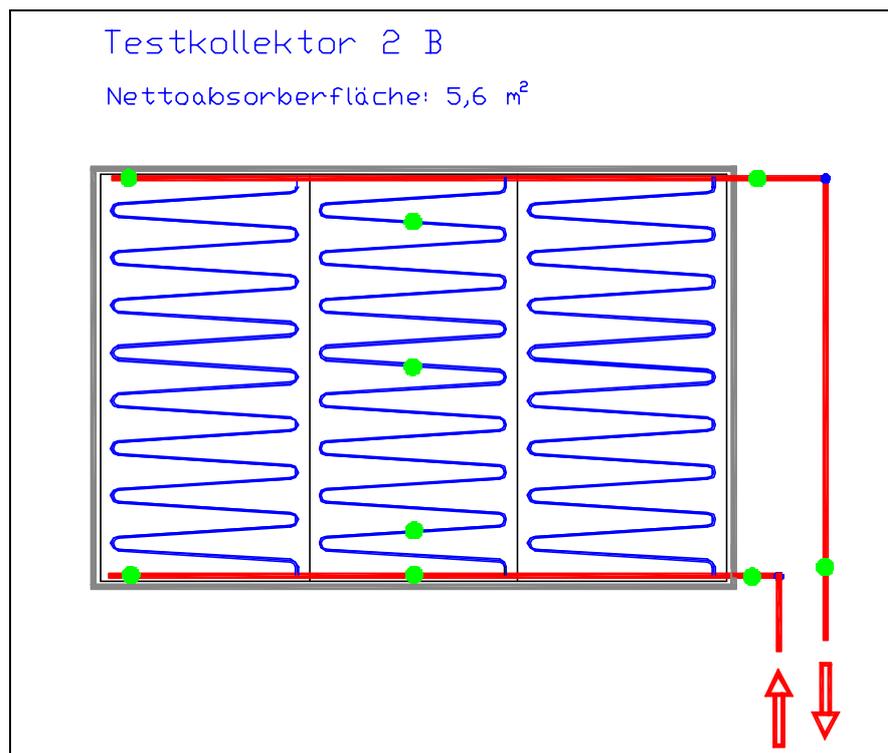


Abbildung 12: Testkollektor 2B, Flachkollektor mit vertikalen, mäanderförmigen Absorberrohren und mit beiden Anschlüssen auf einer Seite. Temperaturmessstellen sind grün, Druckmessstellen sind blau dargestellt.

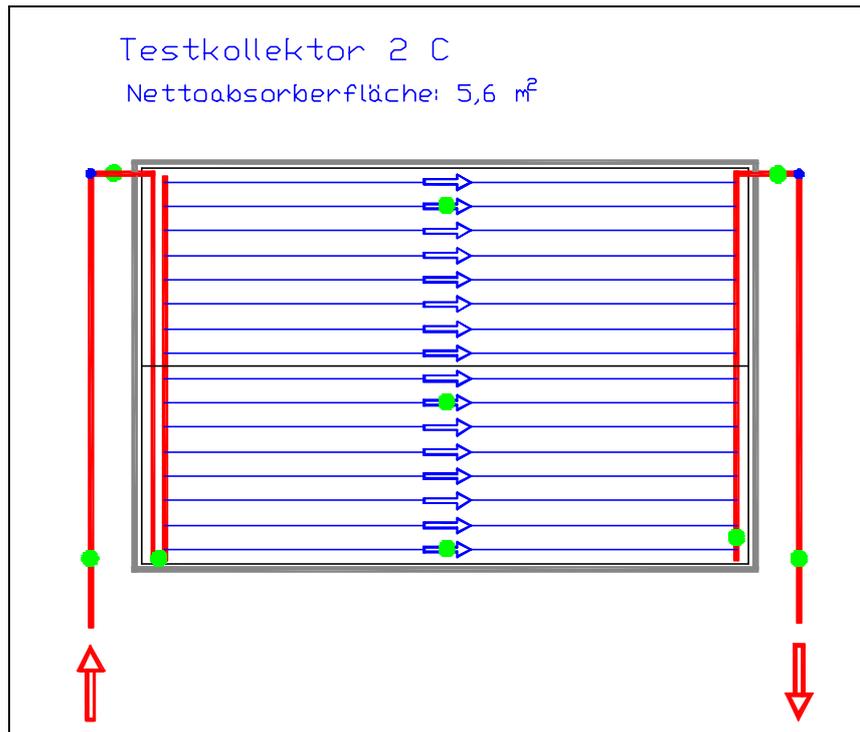


Abbildung 13: Testkollektor 2C, Flachkollektor mit horizontalen Absorberrohren und mit einem oben liegenden Anschluss auf beiden Seiten. Verschaltung nach Tichelmann-Prinzip. Temperaturmessstellen sind grün, Druckmessstellen sind blau dargestellt.

Die Einzelkollektoren Typ 1A, 1B, 1C, 2B, 2C wurden nach den Vorgaben der AEE INTEC von der Firma GREENoneTEC produziert und in Kooperation mit den Firmen Sonnenkraft und S.O.L.I.D. montiert. Der Einbau der direkt im Kollektor an den Absorber- bzw. Sammelrohren angeordneten Temperatursensoren erfolgte bei allen Kollektoren bereits bei deren Produktion.

2.3 Messkonzept

Messtechnisch erfasst wurde das Entleerungsverhalten (Druck und Systemtemperaturen) der sechs Einzelkollektoren sowie das Auftreten von Kondensationsschlägen (Druck und akustische Ereignisse).

Entleerungsverhalten

Das Entleerungsverhalten beschreibt, wie viel Flüssigkeit in der Phase 2 des Stagnationsablaufes im Kollektor bleibt und in der Phase 3 verdampfen muss. Damit wird die Kollektorleistung in Phase 3 und somit die Reichweite des Sattdampfes im System bzw. der Bereich mit hoher Temperaturbelastung (Sattdampf Temperatur) bestimmt. Beschrieben werden kann das Entleerungsverhalten mit entsprechenden Bewertungszahlen wie „maximale Reichweite von Sattdampf in den Rohrleitungen“, „maximales Volumen von Sattdampf in den Rohrleitungen“, „Verlustleistung der mit Sattdampf beaufschlagten Rohrleitungen“ und „maximaler Druck bei maximalem Sattdampfvolumen“. Zur Ermittlung dieser Kennzahlen wurden drei Drucksensoren in jedem Kollektorkreis

(Druck am Ausdehnungsgefäß, Druck am Kollektoreintritt und Druck am Kollektoraus- tritt) sowie Temperatursensoren, einerseits im Kollektor und andererseits auch außer- halb des Kollektors entlang der Rohrleitungen, angeordnet.

Für die Beurteilung des Entleerungsverhaltens wurde ein alarmgesteuertes Datenerfas- sungsgerät ausgewählt, welches die Messwerte sämtlicher Sensoren (Druck- und Tem- peratursensoren) in Abhängigkeit der aktuellen Systemtemperaturen in unterschiedli- cher zeitlicher Auflösung aufzeichnet. Der größte zeitliche Abstand der Messungen lag bei 15 Minuten, der kleinste bei 10 Sekunden. Für die Bewertung des Entleerungsver- haltens war eine höhere zeitliche Auflösung nicht unbedingt zweckmäßig (Datenflut).

Kondensationsschläge

Innerhalb der Phasen 2 bis 5 im Stagnationsablauf (Phasen mit Flüssigkeit und Dampf) kann es im Kollektor sowie in der Verrohrung zu mehr oder weniger starken Kondensa- tionsschlägen kommen, welche neben Druckspitzen erhebliche Geräuschbelästigungen mit sich bringen können. Um zukünftig das Auftreten von Kondensationsschlägen zu vermeiden, wurde im gegenständlichen Projekt versucht, auftretende Druckspitzen zu erfassen und in Kombination mit Temperaturmessungen deren Entstehung zu analysie- ren. Hierfür wurden die selben Drucksensoren, die auch bei der Beurteilung des Entlee- rungsverhaltens eingesetzt waren, verwendet. Da Kondensationsschläge grundsätzlich sehr kurz andauern, musste im Gegensatz zur Beurteilung des Entleerungsverhaltens hochfrequent gemessen und aufgezeichnet werden. Mit dem freiprogrammierbaren Datenlogger (B&R SYSTEMS 2003, Typ CP476) erfolgte die hochfrequente Abfrage der Drucksensoren im Intervall von zwei Hundertstelsekunden alarmgesteuert. Wurde ein eingestellter Grenzwert überschritten oder die Messwertänderung überstieg ein defi- niertes Maß (Triggerpunkt), so erfolgte eine Abspeicherung der Messwerte innerhalb eines definierten Zeitintervalls (beginnend vor dem Triggerpunkt, endend nach diesem) in ein Datenmodul.

Parallel zu diesen Druckmessungen wurden an jedem Hydraulikkreis Mikrofone zur Er- fassung von akustischen Signalen (Körperschall) angebracht. Diese sollten gemeinsam mit den Druckmessungen das Ausmaß von eventuell auftretenden Kondensa- tionsschlägen aufzeigen und in Kombination mit Temperaturmessstellen (Füllstände) die Wurzel der Schläge definieren lassen, sowie Strategien zur generellen Vermeidung bei alternativen hydraulischen Schaltungen im Kollektor ermöglichen.

In den nachfolgenden Abbildungen (Abbildung 14 und Abbildung 15) ist die Ansicht bzw. die Draufsicht der Versuchsanordnung mit den Kollektoren am Beispiel der ersten Messserie mit sämtlichen Sensoren dargestellt.

Die Positionen der direkt im Kollektor integrierten Temperatursensoren sind Abbildung 8 bis Abbildung 13 zu entnehmen.

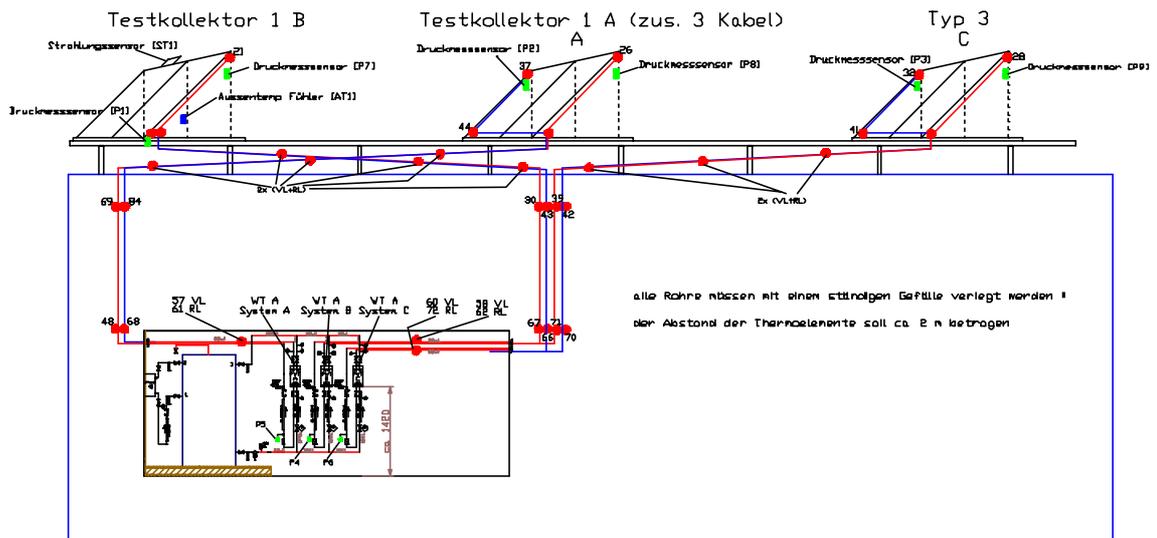


Abbildung 14: Ansicht zur Versuchsanordnung der Messserie 1 inkl. Drucksensoren und Temperatursensoren außerhalb des Kollektors. Druckmessstellen sind grün, Temperaturmessstellen rot dargestellt.

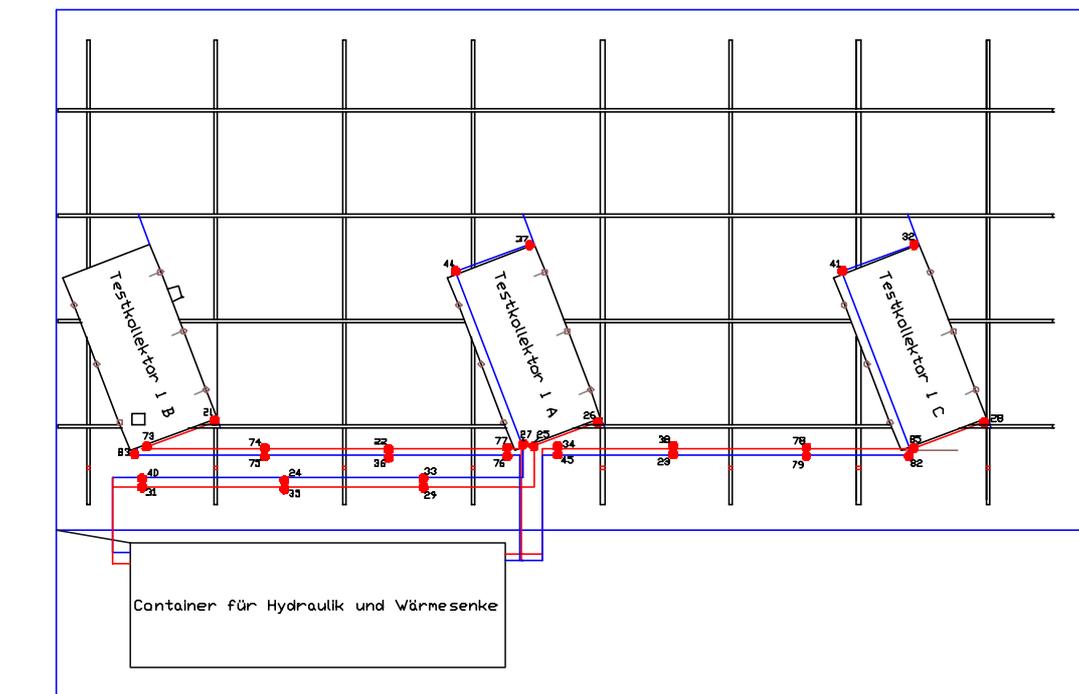


Abbildung 15: Draufsicht der Versuchsanordnung der Messserie 1 inkl. Drucksensoren und Temperatursensoren außerhalb des Kollektors und außerhalb des Technikcontainers.

2.4 Erfasste Größen und verwendete Messtechnik

Gemessene Größen:

- Globalstrahlung in Kollektorebene
- Außentemperatur
- 80 Temperaturen je Messserie im System
- 9 Drücke je Messserie im System
- Geräuschentwicklung bei Kondensationsschlägen

Eingesetzte Messsensoren (Tabelle 1):

Tabelle 1: Spezifikation der eingesetzten Messsensoren

Messwert	Sensortyp	Hersteller	Spezifikationen, Bemerkungen
Solarstrahlung	Pyranometer	Kipp & Zonen CM6B	Nichtlinearität: <1,5 % Tilt Error: <1,5 % Temperaturabh. Empfindlichk.: <2 % Richtungsfehler: <2 %
Außentemperatur	PTC mit Strahlungsschutz	E+E Elektronik	Fehler: $\pm 0,3$ °C bei 20 °C
Temperatur	Thermoelemente Typ K, NiCr-Ni		DIN 43710, ± 3 °C
Druck	Membran-Drucksensor	Huba Control Typ 691	0 – 6 bar Fehler: $\pm 0,3\%$ zeitliche Auflösung: < 5 ms
Kondensationsschläge	Miniaturmikrofon mit Vorverstärker		Mittels Schalleitkörper aus Hartpapier an Messstelle angekoppelt

Eingesetzte Geräte zur Messwerterfassung (Tabelle 2 und Tabelle 3):

- Datenlogger für nicht hochfrequente Messungen (Tabelle 2):
Datataker von Data Electronics DT 500/CEM-AD

Tabelle 2: Technische Daten zum Datenlogger DT 500

90 -120 Analogeingänge, 25 Digitaleingänge
Selbstkalibrierend, Grundgenauigkeit: 0,15 %, Linearität 0,05 %
Auflösung: 1 μ V, 200 nA, 0,5 m Ω
Messrate bis 25 sec ⁻¹
Selbsttätige Änderung des Messablaufes über Alarme
Fernbedienung über Modem und PC
Speicher: 340.000 Messwerte
Batteriepufferung

- Rechnerprogrammierbare Steuerung für hochfrequente Messungen (Tabelle 3):
B&R SYSTEMS 2003, Typ CP476

Tabelle 3: Technische Daten zum Datenlogger B&R Systems 2003

Prozessorteil	
Standardspeicherausbau User-RAM System-PROM User-PROM	750 KByte SRAM 512 KByte FlashPROM 1,5 MByte FlashPROM
Datenpufferung Pufferbatterie	Lithium-Batterie 3 V / 950 mAh
Echtzeituhr Auflösung	Nullspannungssicher
I/O-Busschnittstelle (rechte Seite)	9-polige DSUB-Buchse
Systembus für Erweiterungen (linke Seite)	PCMCIA Speicherkarte ME010 mit 2Mbyte Speicherplatz
I/O-Zyklusdauer	Anzahl dig. I/O-Module * 20 μ s + 7 μ s
Analoge Messwertaufnahme:	
Eingangssignal	0 - 20 mA (auch \pm 20 mA)
Digitale Wandlerauflösung	12 Bit
Differenzeingangswiderstand (Bürde)	130 - 200 Ohm
Genauigkeitsangaben	
Meßgenauigkeit bei 25 °C Offset Gain Linearitätsfehler	Max. \pm 5 μ A max. 0,05 % vom Endwert max. 0,05 % vom Endwert
Temperaturdrift	\pm 0,012 % / °C \pm 0,4 μ A / °C



Abbildung 16: Ansicht des Messdatenerfassungssystems (Schaltschrank, Regler und Visualisierung)

2.5 Versuchsvarianten in der ersten Messperiode (Sommer 2001)

Die sechs Testkollektoren wurden in zwei Serien hinsichtlich Ihres Stagnationsverhaltens bei unterschiedlichen Anlagenkonfigurationen untersucht. Nachfolgend werden die Anlagenkonfigurationen der beiden Testsequenzen kurz beschrieben:

Testserie 1 (Testkollektoren 1A, 1B und 1C):

Konfiguration 1: Vordruck des Ausdehnungsgefäßes 2,5 bar abs., Anlage im kalten Zustand auf 2,8 bar abs. gefüllt. Rückschlagventil im Zuge der Vorlaufleitung auf der Saugseite der Pumpe aktiv (in Strömungsrichtung vor dem Anschluss des Ausdehnungsgefäßes). Messzeitraum: 24.5.2001 – 11.6.2001.

Konfiguration 2: Vordruck des Ausdehnungsgefäßes 2,5 bar abs., Füllmenge wie bei Konfiguration 1, Rückschlagventil im Zuge der Rücklaufleitung auf der Druckseite der Pumpe aktiv (in Strömungsrichtung nach dem Anschluss des Ausdehnungsgefäßes). Messzeitraum: 12.6.2001 – 20.6.2001.

Konfiguration 3: Vordruck des Ausdehnungsgefäßes 3,2 bar abs., Füllmenge wie bei Konfiguration 1, Rückschlagventil im Zuge der Vorlaufleitung auf der Saugseite der Pumpe aktiv (in Strömungsrichtung vor dem Anschluss des Ausdehnungsgefäßes). Messzeitraum: 21.6.2001 – 28.6.2001.

Konfiguration 4: Vordruck des Ausdehnungsgefäßes 3,9 bar abs., Füllmenge wie bei Konfiguration 1, Rückschlagventil im Zuge der Vorlaufleitung auf der Saugseite der Pumpe aktiv (in Strömungsrichtung vor dem Anschluss des Ausdehnungsgefäßes). Messzeitraum: 29.6.2001 – 16.7.2001.

Konfiguration 5: (betrifft nur Testkollektor 1): Anheben des Testkollektors 1 auf der Seite der Anschlüsse um etwa 4cm. Damit sollen die Auswirkungen von Montageungenauigkeiten auf das Stagnationsverhalten von Einzelkollektoren getestet werden. Vordruck des Ausdehnungsgefäßes 2,5 bar abs., Füllmenge wie bei Konfiguration 1. Rückschlagventil im Zuge der Vorlaufleitung auf der Saugseite der Pumpe aktiv (in Strömungsrichtung vor dem Anschluss des Ausdehnungsgefäßes). Messzeitraum: 10.7.2001 – 16.7.2001.

Testserie 2 (Testkollektoren 2A, 2B und 2C):

Konfiguration 6: Vordruck des Ausdehnungsgefäßes 2,5 bar abs., Anlage im kalten Zustand auf 2,8 bar abs. gefüllt. Rückschlagventil im Zuge der Vorlaufleitung auf der Saugseite der Pumpe aktiv (in Strömungsrichtung vor dem Anschluss des Ausdehnungsgefäßes). Messzeitraum: 19.7.2001 – 6.8.2001.

Konfiguration 7: Vordruck des Ausdehnungsgefäßes 2,5 bar abs., Füllmenge wie bei Konfiguration 6, Rückschlagventil im Zuge der Rücklaufleitung auf der Druckseite der Pumpe aktiv (in Strömungsrichtung nach dem Anschluss des Ausdehnungsgefäßes). Messzeitraum: 7.8.2001 – 13.8.2001.

Konfiguration 8: Vordruck des Ausdehnungsgefäßes 3,2 bar abs., Füllmenge wie bei Konfiguration 6, Rückschlagventil im Zuge der Vorlaufleitung auf der Saugseite der Pumpe aktiv (in Strömungsrichtung vor dem Anschluss des Ausdehnungsgefäßes). Messzeitraum: 14.8.2001 – 26.8.2001.

Konfiguration 9: Vordruck des Ausdehnungsgefäßes 3,9 bar abs., Füllmenge wie bei Konfiguration 6, Rückschlagventil im Zuge der Vorlaufleitung auf der Saugseite der Pumpe aktiv (in Strömungsrichtung vor dem Anschluss des Ausdehnungsgefäßes). Messzeitraum: 7.8.2001 – 12.8.2001.

Damit die Vergleichbarkeit der Messergebnisse in den zwei Testserien gewahrt war, wurde der Einfluss schwankender Größen wie Außentemperatur und Einstrahlung mittels Regressionsanalyse ermittelt. Damit konnten mit ausreichender Genauigkeit Vergleiche zwischen den Testergebnissen der Messserie 1 und der Messserie 2 getätigt werden.

Die Einstellung des Vordruckes für die höheren Druckstufen erfolgte bei gefüllter Anlage durch Nachfüllen von Pressluft in das Ausdehnungsgefäß im kalten Anlagenzustand. Die angegebenen Vordrücke wurden aus den messbaren Fülldrücken über die allgemeine Gasgleichung unter Berücksichtigung der gemessenen Temperatur des Gasraumes errechnet.

2.6 Messergebnisse der ersten Messperiode (Sommer 2001)

Entsprechend des Zeitplans aus dem Arbeitsprogramm wurden sämtliche Installationsarbeiten (Hydraulik, Elektroverkabelung und Installation der Messsensoren inkl. Messdatenerfassung) Mitte Mai 2001 abgeschlossen. Die Inbetriebnahme des Systems erfolgte am 17. Mai (der Betriebsdruck im kalten Zustand wurde für die erste Versuchsreihe bei allen drei Systemen mit 2,8 bar abs. – gemessen am Ausdehnungsgefäß – festgelegt, der Vordruck im Ausdehnungsgefäß mit 2,5 bar abs. gewählt), die ersten interessanten Messergebnisse hinsichtlich des Stagnationsverhaltens der drei Einzelkollektoren aus Messserie 1 (Einzelkollektoren Typ 1 bis 3) konnten am 24.05.2001 aufgezeichnet werden.

2.6.1 Beispiele für Druck- und Temperaturmessergebnisse

Aus der Vielzahl der gemessenen Druck- und Temperaturverläufe im Stagnationsfall werden im folgenden beispielhaft für wolkenlose Tage und für wechselnd wolkige Tage, welche maximale Systembelastungen brachten, Diagramme für die Varianten mit einem Vordruck im Ausdehnungsgefäß von 2,5 bar dargestellt. Auf die Darstellung der Messungen der höheren Druckstufen wird hier aus Platzgründen verzichtet, sie brachten außer quantitativen Unterschieden keine neuartigen Kurvenverläufe.

Die Messdiagramme der Außentemperatur und der Globalstrahlung in Kollektorebene sind zu Vergleichszwecken den zugehörigen Druck- und Temperaturdiagrammen vorangestellt.

Bei den Temperaturdiagrammen sind für die Messstellen am Absorber und an den Sammelrohren einige ausgewählte Messpunkte dargestellt und für Vor- und Rücklaufleitungen sind alle jene Messpunkte ab den Kollektoranschlüssen die vom Dampf erreicht und zusätzlich die beiden Messpunkte, die gerade vom Dampf noch nicht erreicht wurden, aufgezeigt. Damit kann man aus der Zahl der dargestellten Messpunkte für Vor- und Rücklauf einen ersten Eindruck der Dampfreichweite (je Messpunkt meist etwa 2 m) gewinnen.

2.6.1.1 Messbeispiele für einen wolkenlosen Tag

In Abbildung 17 sind die Globalstrahlungs- und die Außentemperaturverläufe des wolkenlosen Tages der Messserie 1 dargestellt.

- Testkollektor 1A Hor. Nicht-TM, (Abbildung 18) zeigt im Druckverlauf ein relativ hohes unruhiges Maximum (Ende der Phase 3, bei etwa 2,8 bar), das eine größere Dampfreichweite, wie sie auch aus den Temperaturverläufen ablesbar ist, bringt. Die instabilen sägezahnartigen Druckverläufe in weiterer Folge (etwa im Abstand von 30 Minuten) sind durch partielle Wiederbefüllungsvorgänge erklärbar: Kleinere Mengen kühlerer Flüssigkeit dringen im Laufe der Phase 4 in den Kollektor ein, fließen hier

nach unten und werden unter Druckanstieg wieder verdampft. Ein Druck am Ausdehnungsgefäß von etwa 2,3 bar entspricht in diesem Fall einem Systemzustand bei dem Flüssigkeit - aus der Rücklaufleitung kommend - den Kollektoranschluss erreicht. Maximale Absorbtemperatur: 178°C.

- Testkollektor 1B Hor. TM 2S (Abbildung 19) zeigt im Druckverlauf ein sehr niederes Maximum (Ende der Phase 3, bei etwa 2,35 bar), das eine sehr kleine Dampfreichweite bedeutet. Auch im weiteren Verlauf zeigt der Kollektor ein stabiles Wiederbefüllverhalten in Phase 4: Nur kleinste Mengen Flüssigkeit dringen über den unten liegenden Rücklaufanschluss in den Kollektor ein und verursachen durch deren Verdampfen nur sehr kleine unbedeutende Druckschwankungen. Maximale Absorbtemperatur: 198°C.
- Testkollektor 1C Vertik. TM 4S (Abbildung 20) zeigt im Druckverlauf ein niederes unruhiges Maximum (Ende der Phase 3, bei etwa 2,5 bar), das eine mittlere Dampfreichweite bedeutet. Auch im weiteren Verlauf zeigt der Kollektor ein relativ stabiles Verhalten in Phase 4. Kleine Druckschwankungen über den gesamten Stagnationsverlauf zeigen kleine instabile Flüssigkeitsströmungen mit Verdampfungsvorgängen auch im Bereich der unteren Sammelrohre an. Maximale Absorbtemperatur: 194°C.

In Abbildung 21 sind die Globalstrahlungs- und die Außentemperaturverläufe des wolkenlosen Tages der Messserie 2 dargestellt. Die gegenüber Serie 1 geringere maximale Strahlung (steilerer Einfallswinkel) bewirkt leicht geringere Maximaltemperaturen am Absorber.

- Testkollektor 2A Vakuum (Abbildung 22) zeigt im Druckverlauf ein sehr hohes Maximum (Ende der Phase 3, bei etwa 4,3 bar), das eine sehr große Dampfreichweite, wie sie auch aus den Temperaturverläufen ablesbar ist, bringt. Der Verlauf der Phase 4 ist stabil und überraschenderweise ähnlich wie bei Testkollektor 1B wurden nur unbedeutende Druckschwankungen registriert. Maximale Absorbtemperaturen liegen bei 280 °C. Bei diesem Kollektor wurde zeitweise direkt an den Vorlauf- und Rücklaufanschlüssen eine die Sattdampf Temperatur um bis zu 20 °C übersteigende Temperatur gemessen. Bei der nächsten Messstelle an beiden Leitungen (in 2m Abstand) war die Temperatur bereits wieder auf Sattdampfniveau abgesunken. Überhitzer Dampf hat hier den Kollektor verlassen und war auf kurzer Strecke auf Sattdampf Temperatur abgekühlt.
- Testkollektor 2B Serpentine (Abbildung 23) zeigt im Druckverlauf das niedrigste Maximum (Ende der Phase 3, bei etwa 2,35 bar) relativ zu Phase 4, das eine sehr kleine Dampfreichweite bedeutet. Auch im weiteren Verlauf zeigt der Kollektor ein stabiles Wiederbefüllverhalten in Phase 4: Wie bei Testkollektor 1B dringen nur kleinste Mengen Flüssigkeit über den unten liegenden Rücklaufanschluss in den Kollektor ein und verursachen durch deren Verdampfen nur kleine unbedeutende Druckschwankungen. Maximale Absorbtemperatur: 188°C

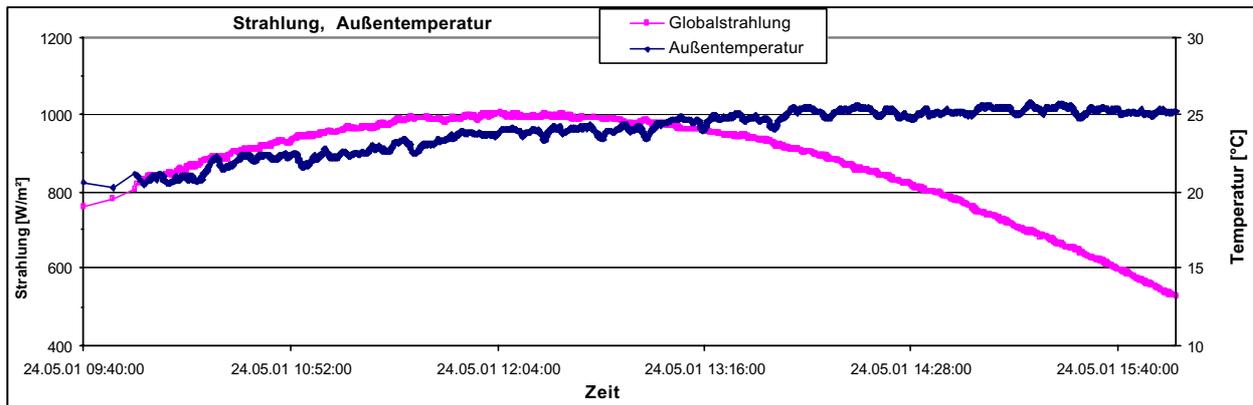


Abbildung 17: Globalstrahlung in Kollektorebene und Außentemperatur für den wolkenlosen Tag der Messserie 1

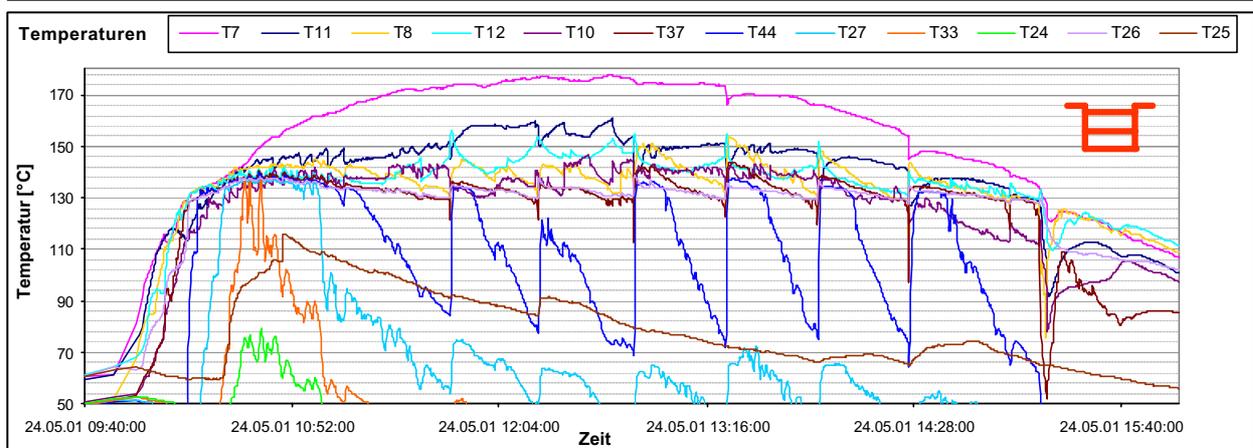
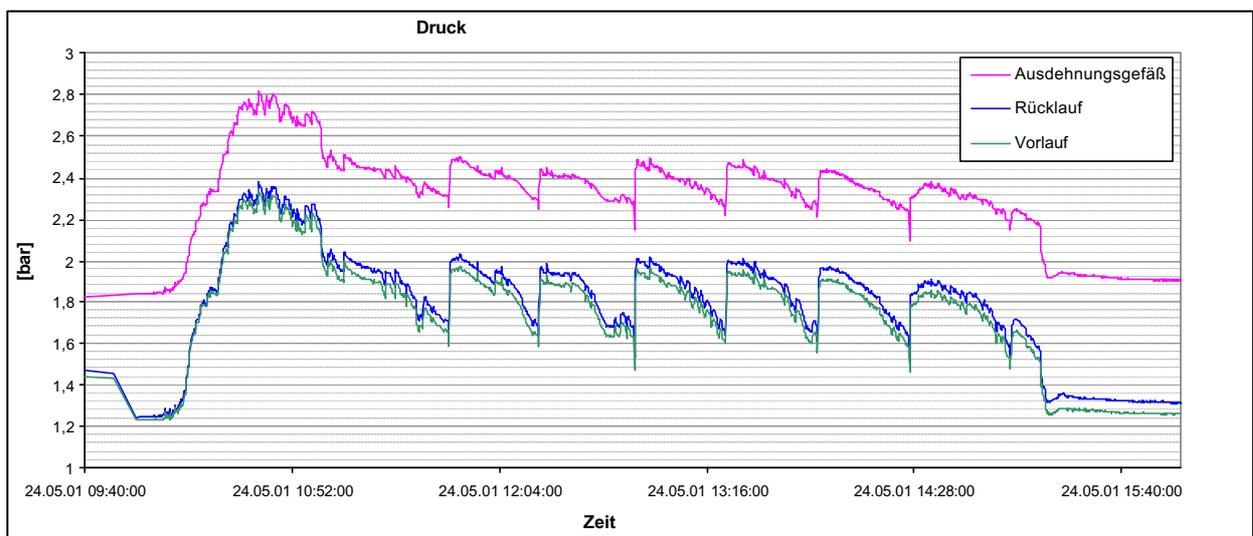


Abbildung 18: Druck und Temperaturverläufe für den Testkollektor 1A Hor. Nicht-TM – wolkenloser Tag
 Absorber: T7, T11, Sammelrohre: T8, T12, T10,
 Rücklauf: T37, T44, T27, T33, T24, Vorlauf: T26, T25

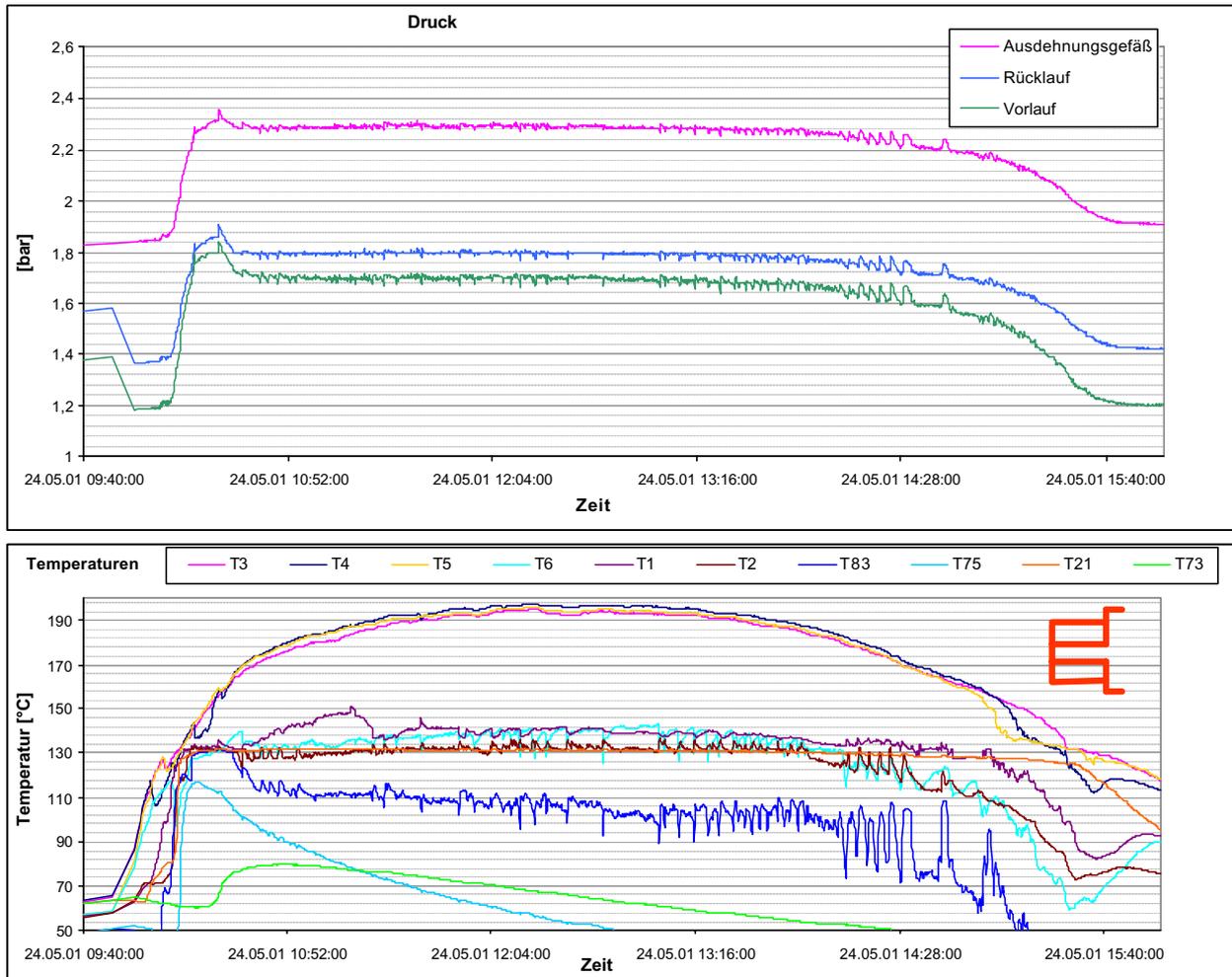


Abbildung 19: Druck und Temperaturverläufe für den Testkollektor 1B Hor. TM 2S – wolkenloser Tag
 Absorber: T3, T4, T5, T6, Sammelrohre: T1, T2,
 Rücklauf: T83, T75, Vorlauf: T21, T73

- Testkollektor 2C Hor. TM (Abbildung 24) zeigt im Druckverlauf ein mäßiges Maximum (Ende der Phase 3, bei etwa 2,65 bar), das eine mäßige Dampfreichweite bedeutet. Auch im weiteren Verlauf zeigt der Kollektor ein stabiles Wiederbefüllverhalten in Phase 4 : Wie bei Testkollektor 1B dringen nur kleinste Mengen Flüssigkeit über den bezogen auf das Sammelrohr unten liegenden Rücklaufanschluss in den Kollektor ein und verursachen durch deren Verdampfen nur kleine unbedeutende Druckschwankungen. Maximale Absorbtemperatur: 190°C

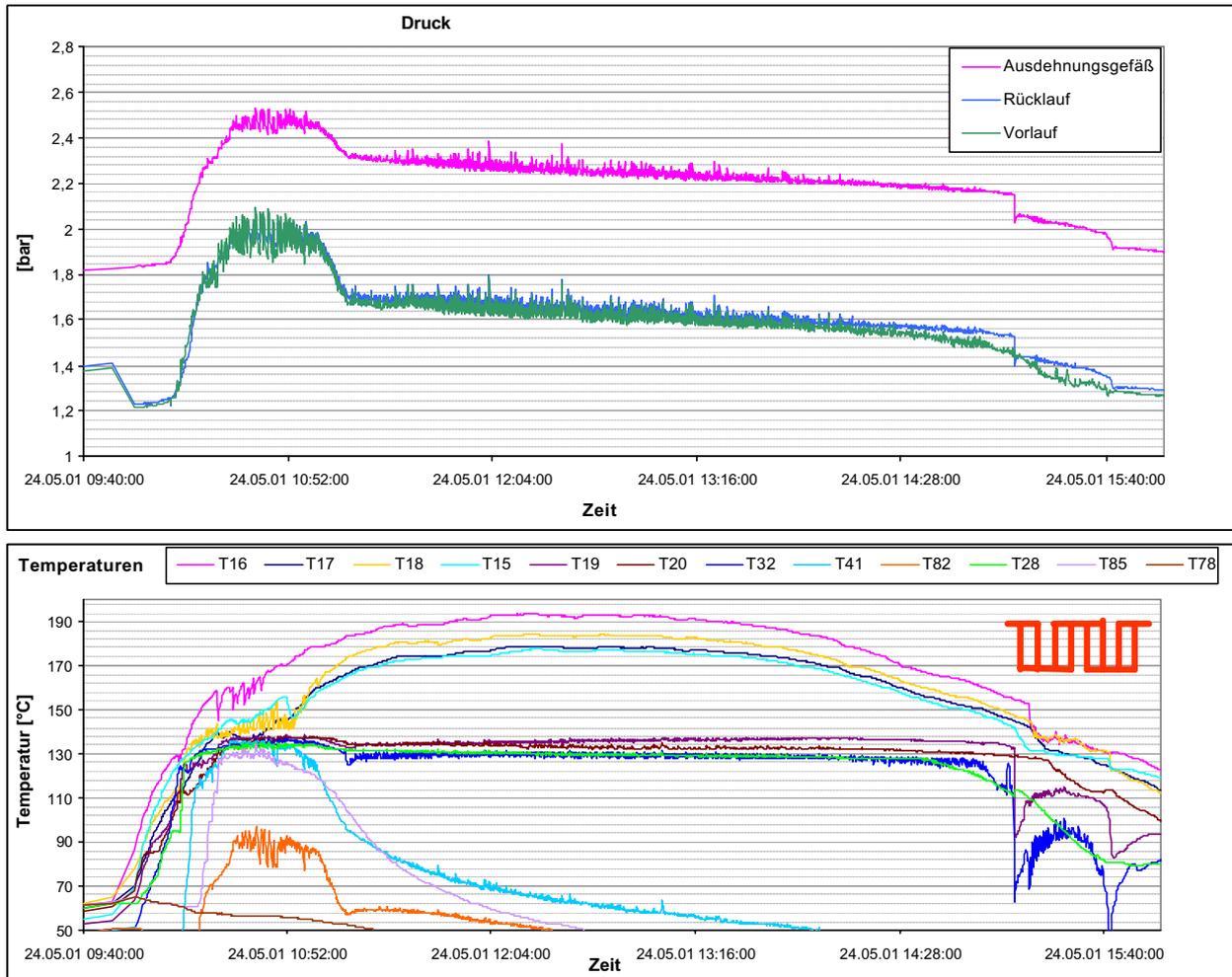


Abbildung 20: Druck und Temperaturverläufe für den Testkollektor 1C Vertik. TM 4S – wolkenloser Tag
 Absorber: T16, T17, T18, Sammelrohre: T15, T19, T20,
 Rücklauf: T32, T41, T82, Vorlauf: T28, T85, T78

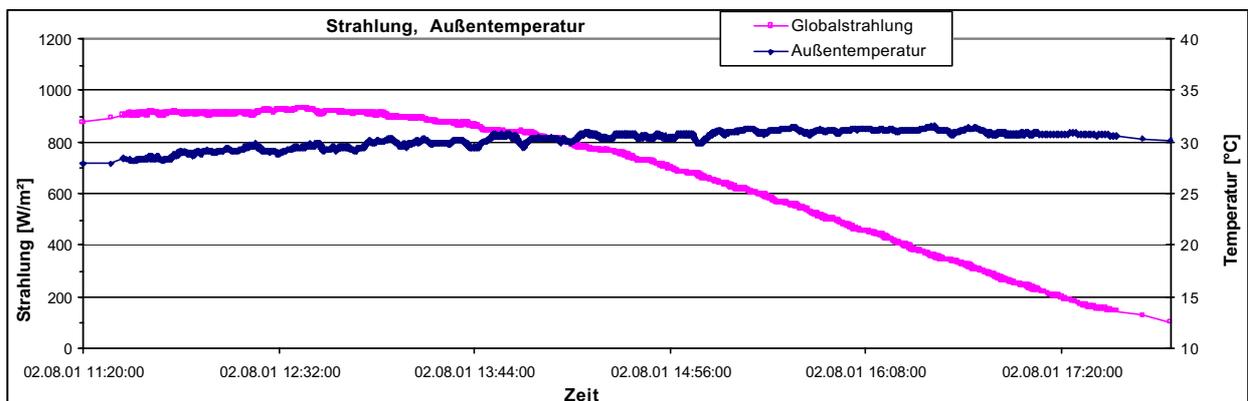


Abbildung 21: Globalstrahlung in Kollektorebene und Außentemperatur für den wolkenlosen Tag der Messserie 2

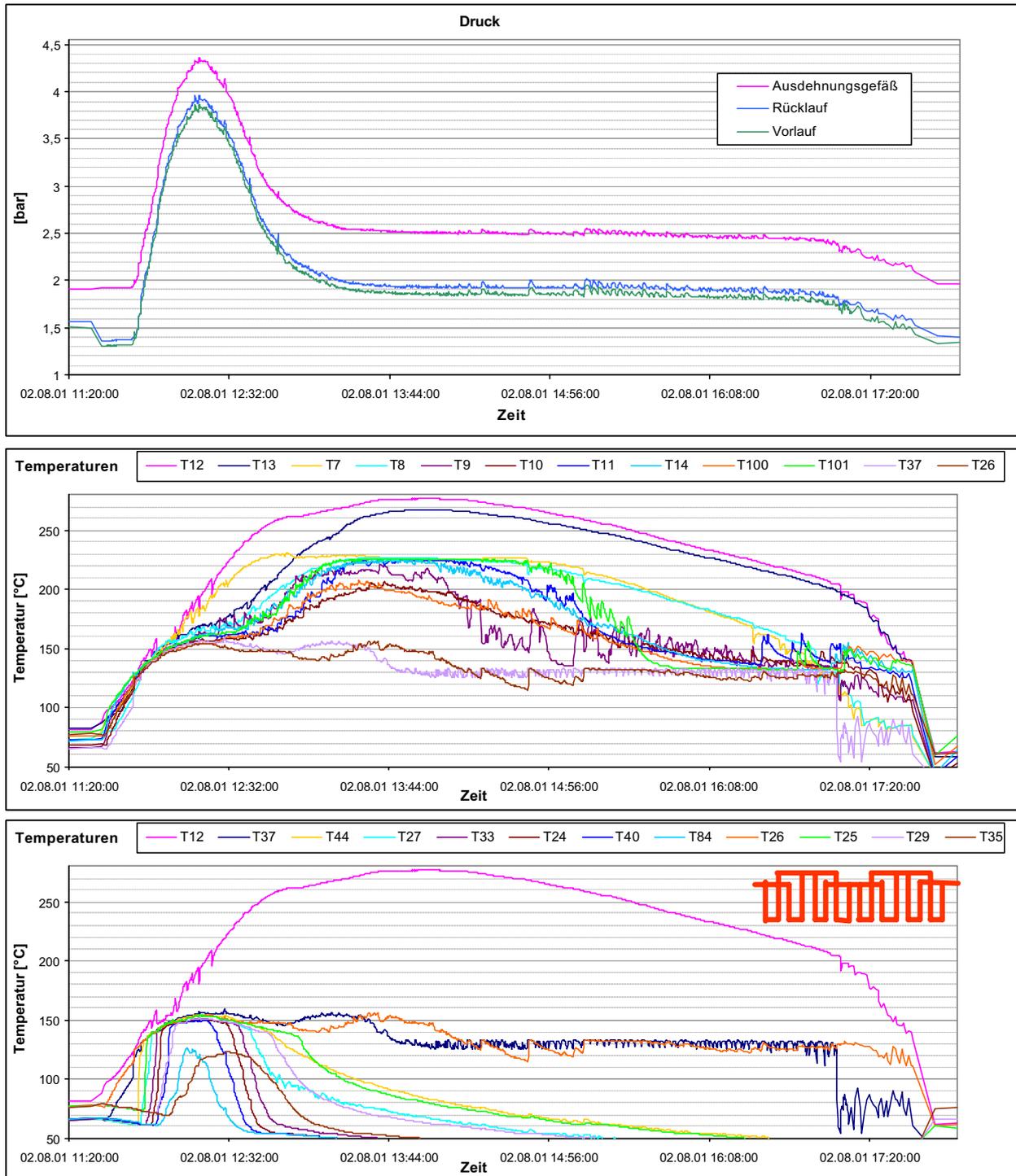


Abbildung 22: Druck und Temperaturverläufe für den Testkollektor 2A Vakuum – wolkenloser Tag
oben: Absorber: T12, T13, T7, T8, Sammelrohre: T9, T10, T11, T14, T100, T101, Rücklauf: T37, Vorlauf: T26
unten: Absorber: T12, Rücklauf: T37, T44, T27, T33, T24, T40, T84, Vorlauf: T26, T25, T29, T35

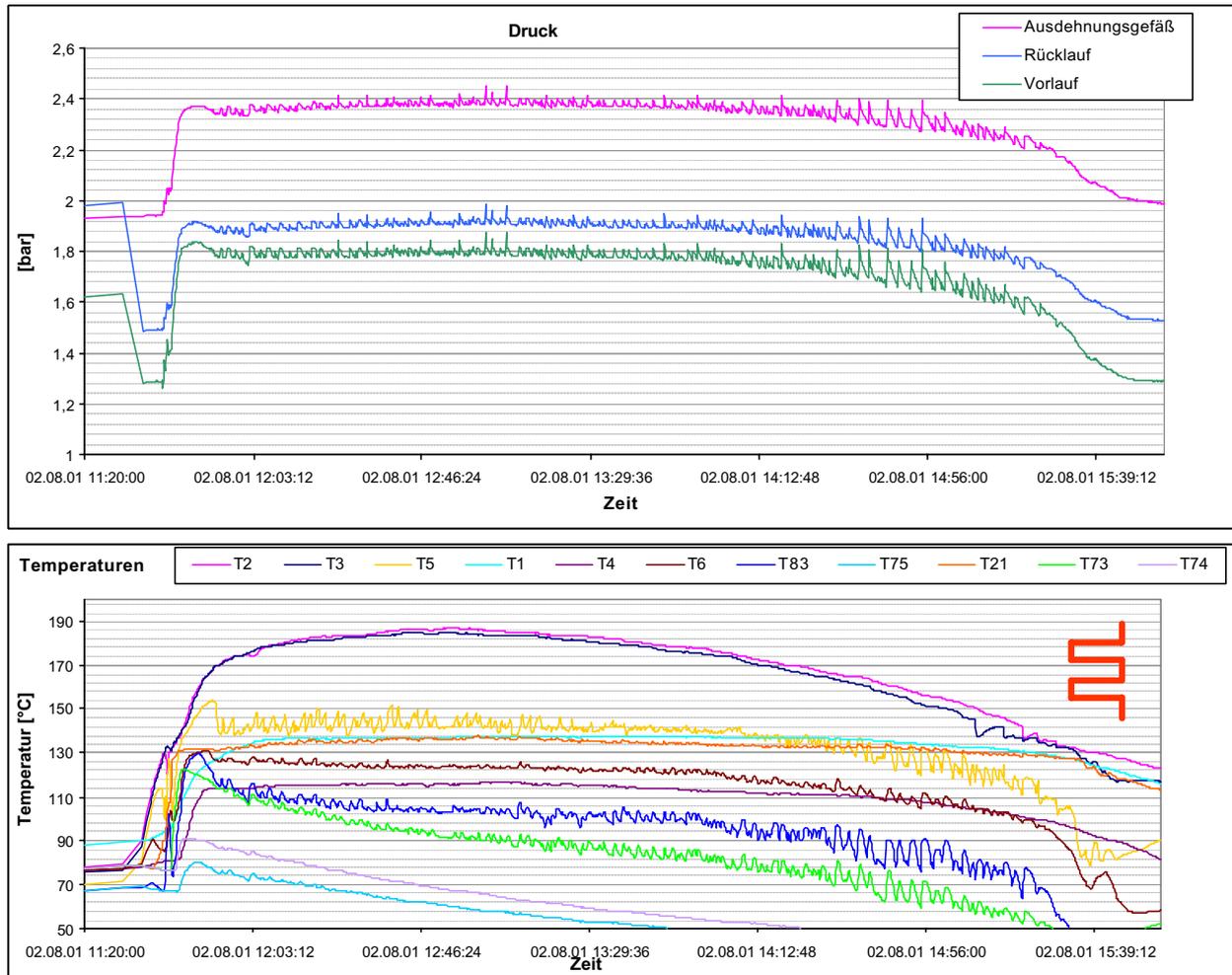


Abbildung 23: Druck und Temperaturverläufe für den Testkollektor 2B Serpentine – wolkenloser Tag
 Absorber: T2, T3, T5, Sammelrohre: T1, T4, T6,
 Rücklauf: T83, T75, Vorlauf: T21, T73, T74

2.6.1.2 Messbeispiele für einen wechselnd bewölkten Tag

Da an solchen Tagen mitunter wesentlich höhere Strahlungsmaxima infolge des Zusammentreffens hoher Diffusstrahlungsanteile mit hohen Direktanteilen auftreten, stellen solche Tage höhere Belastungen für das System im Stagnationsfall dar. Die Strahlungsmaxima sind zwar nur von kurzer Dauer (einige Minuten), bewirken aber das Auftreten von maximalen Systemdrücken bzw. Dampfreichweiten, bei noch relativ niederen Kollektormaximaltemperaturen. Im folgenden wurden jeweils die Druckdiagramme für einen Tag mit maximalen Systemdrücken ausgewählt.

In Abbildung 25 sind die Globalstrahlungs- und die Außentemperaturverläufe des wechselnd bewölkten Tages der Messserie 1 dargestellt.

- Testkollektor 1A Hor. Nicht-TM, (Abbildung 26) zeigt im Druckverlauf ein deutlich höheres Maximum (3,4 bar) als am wolkenlosen Tag (2,8 bar). Die großen sägezahnartigen Druckschwankungen der Phase 4 konnten sich hier wegen der Kürze der Strahlungsperiode höherer Intensität nicht ausbilden.

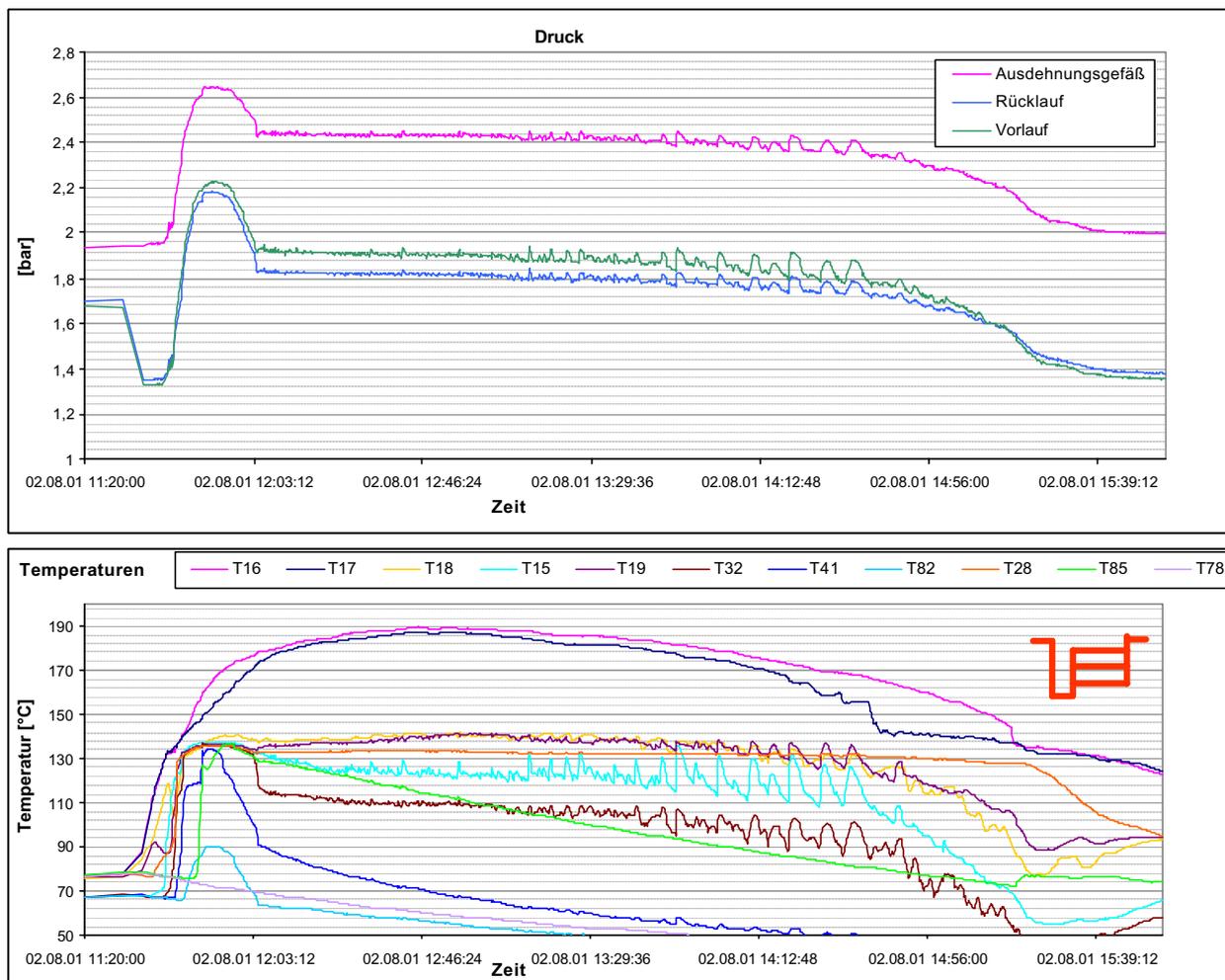


Abbildung 24: Druck und Temperaturverläufe für den Testkollektor 2C Hor. TM – wolkenloser Tag
 Absorber: T16, T17, T18, Sammelrohre: T15, T19,
 Rücklauf: T32, T41, T82, Vorlauf: T28, T85, T78

- Testkollektor 1B Hor. TM 2S (Abbildung 27) zeigt im Druckverlauf ebenfalls ein deutlich höheres Maximum (2,7 bar) als am wolkenlosen Tag (2,35 bar).
- Testkollektor 1C Vertik. TM 4S (Abbildung 28) zeigt im Druckverlauf ebenfalls ein deutlich höheres Maximum (3 bar) als am wolkenlosen Tag (2,5 bar).

Deutlich ist auch bei der Gegenüberstellung das unterschiedliche dynamische Verhalten der Kollektoren (Geschwindigkeit des Erreichens der Druckmaxima) zu sehen: Die schlechter entleerenden Testkollektoren 1A und 1C sind deutlich langsamer als der besser entleerende Testkollektor 1B.

In Abbildung 29 sind die Globalstrahlungs- und die Außentemperaturverläufe des wechselnd bewölkten Tages für den Vakuumkollektor dargestellt.

- Testkollektor 2A Vakuum (Abbildung 30). Dieser Kollektor ist in der Entwicklung seines Druckmaximums sehr langsam. Er erreicht deshalb bei wechselnder Bewölkung nur gering höhere Drücke (4,5 bar) als bei wolkenlosen Verhältnissen (4,3 bar).

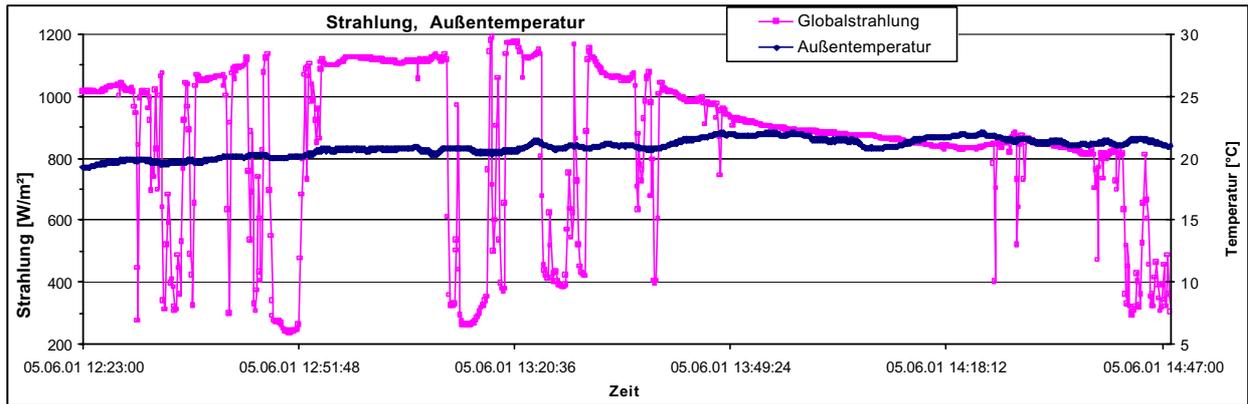


Abbildung 25: Globalstrahlung in Kollektorebene und Außentemperatur für den wechselnd bewölkten Tag mit maximaler Systembelastung der Messserie 1

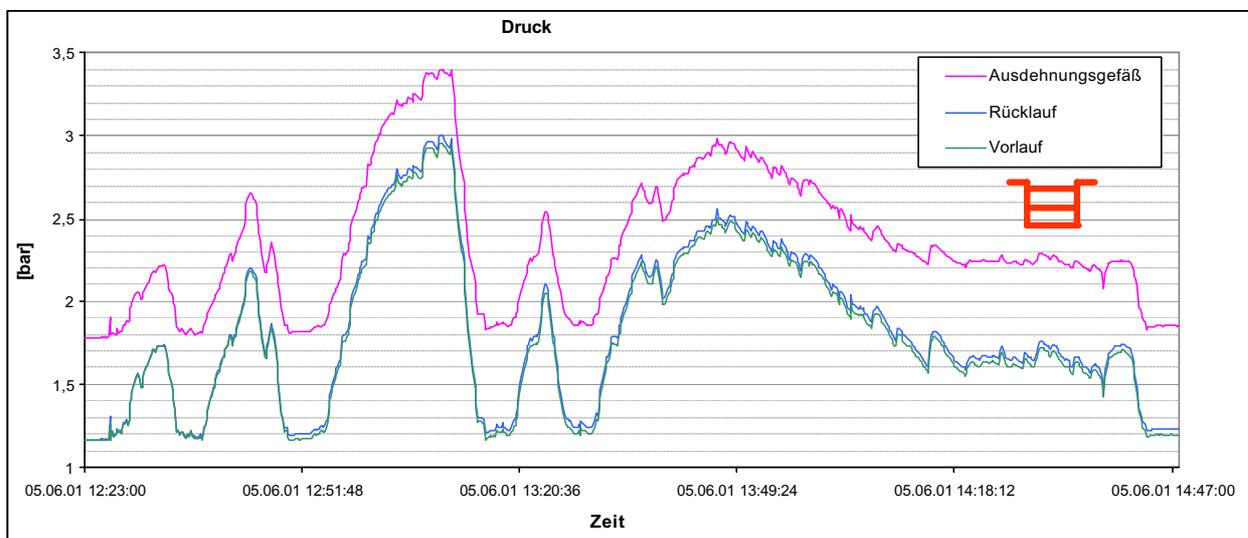


Abbildung 26: Druckverläufe für den Testkollektor 1A Hor. Nicht-TM – wechselnd bewölkter Tag mit maximaler Systembelastung

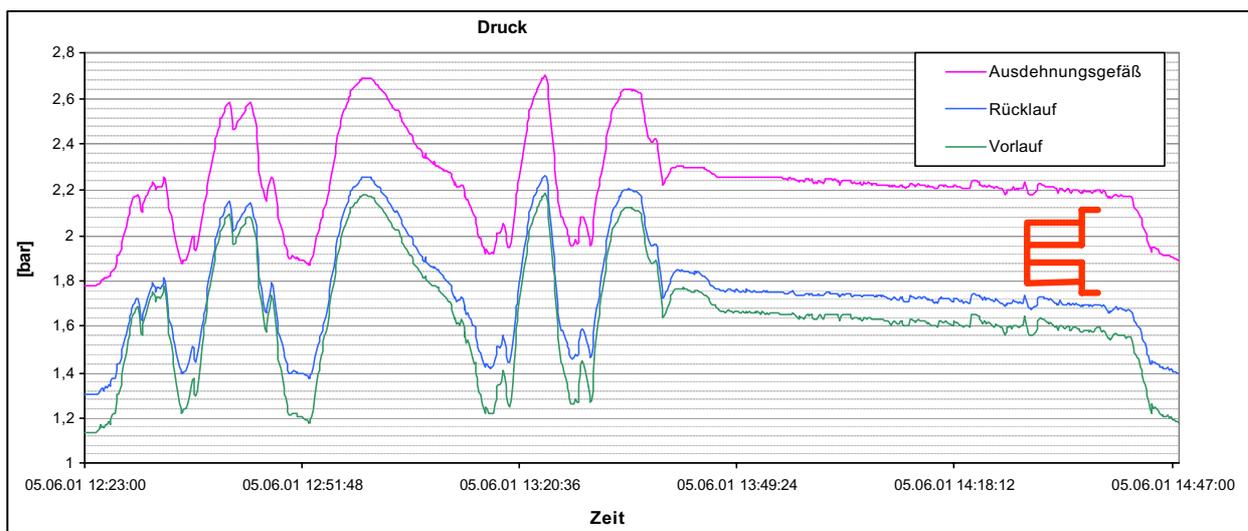


Abbildung 27: Druckverläufe für den Testkollektor 1B Hor. TM 2S – wechselnd bewölkter Tag mit maximaler Systembelastung

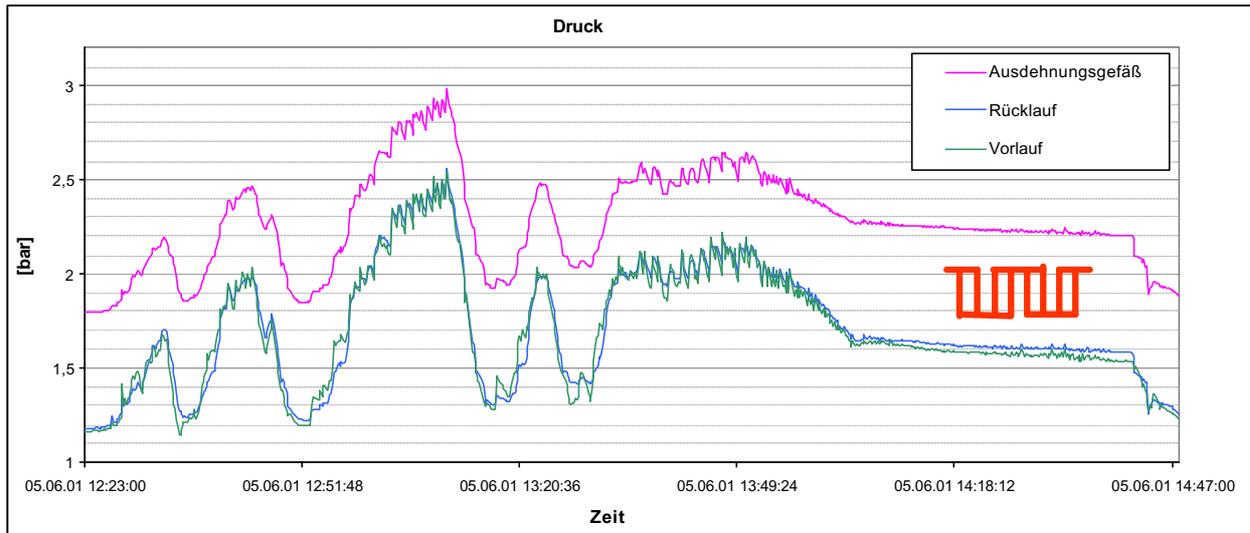


Abbildung 28: Druckverläufe für den Testkollektor 1C Vertik. TM 4S – wechselnd bewölkter Tag mit maximaler Systembelastung

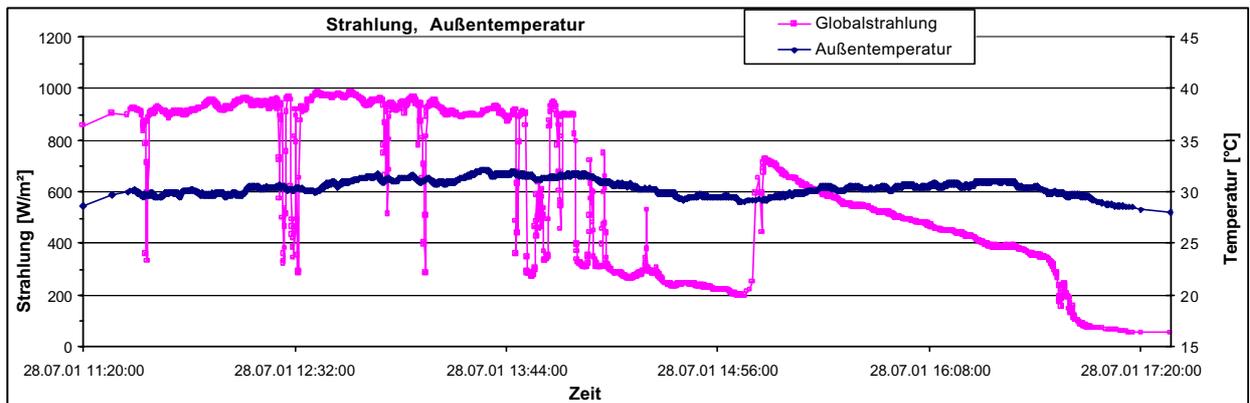


Abbildung 29: Globalstrahlung in Kollektorebene und Außentemperatur für den wechselnd bewölkten Tag mit maximaler Systembelastung der Messserie 2 - Vakuumkollektor

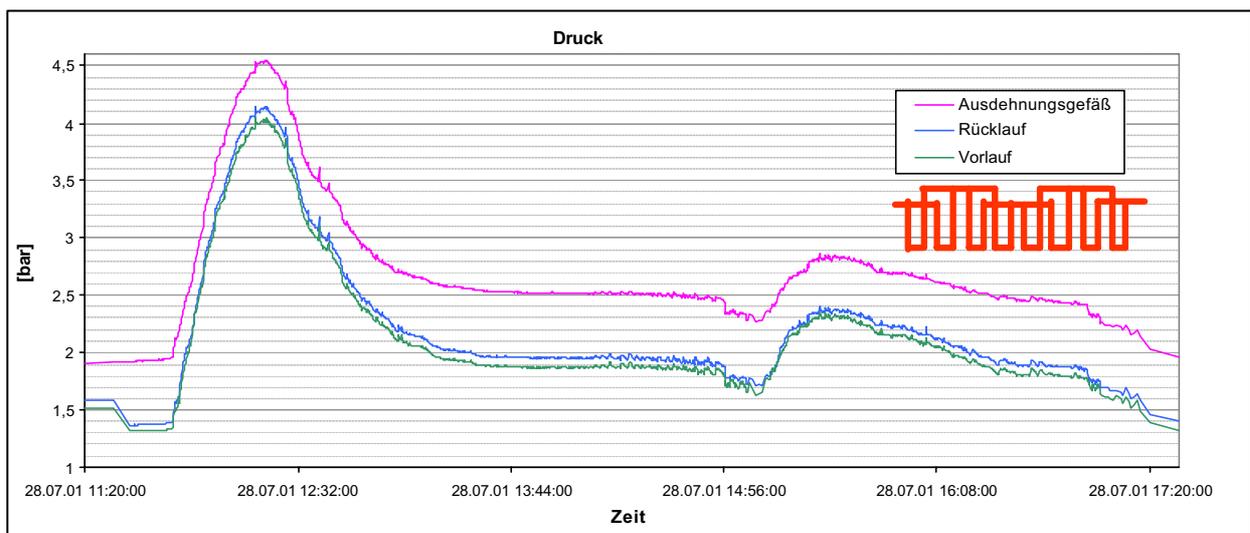


Abbildung 30: Druckverläufe für den Testkollektor 2A Vakuum – wechselnd bewölkter Tag mit maximaler Systembelastung

In Abbildung 31 sind die Globalstrahlungs- und die Außentemperaturverläufe des wechselnd bewölkten Tages für die Testkollektoren 2B und 2C dargestellt.

- Testkollektor 2B Serpentine (Abbildung 32): Im Gegensatz zum wolkenlosen Tag (2,35 bar) entwickelt sich hier ein kleines Maximum (2,7 bar). Unter der rasch wechselnden Strahlung wird der Kollektor sehr rasch leergedrückt. Geringe Flüssigkeitsreste in den Serpentinaugen laufen unter dem Einfluss der Schwerkraft etwas zu langsam aus um das Maximum gänzlich zu vermeiden.
- Testkollektor 2C Hor. TM (Abbildung 33): Das Druckmaximum (2,8 bar) ist nur gering höher als am wolkenlosen Tag (2,65 bar).

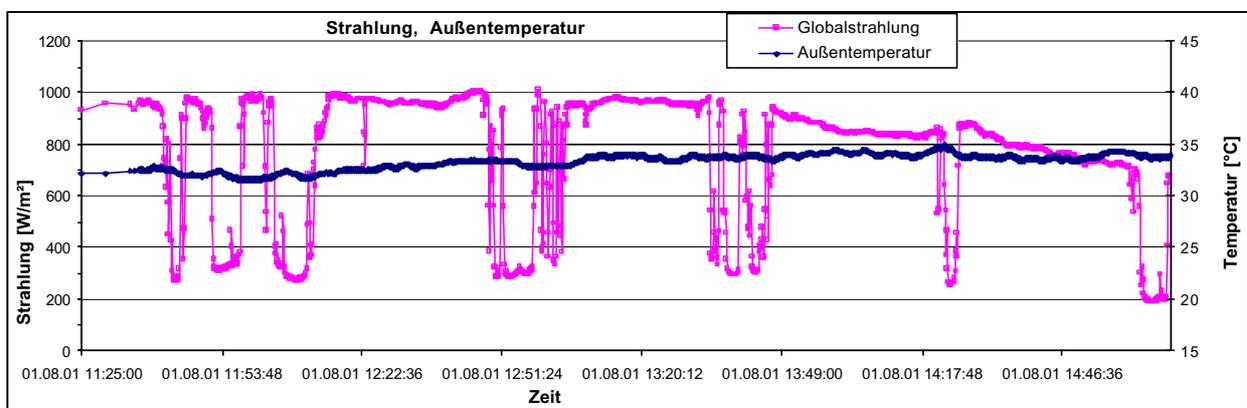


Abbildung 31: Globalstrahlung in Kollektorebene und Außentemperatur für den wechselnd bewölkten Tag mit maximaler Systembelastung der Messserie 2 – Testkollektor 2B und 2C

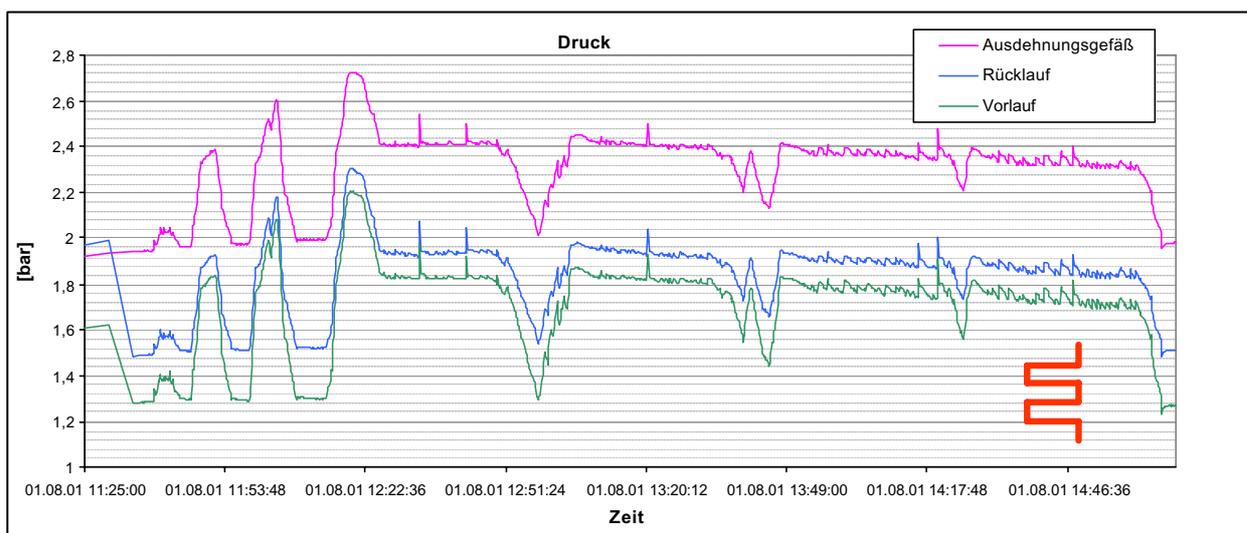


Abbildung 32: Druckverläufe für den Testkollektor 2B Serpentine – wechselnd bewölkter Tag mit maximaler Systembelastung

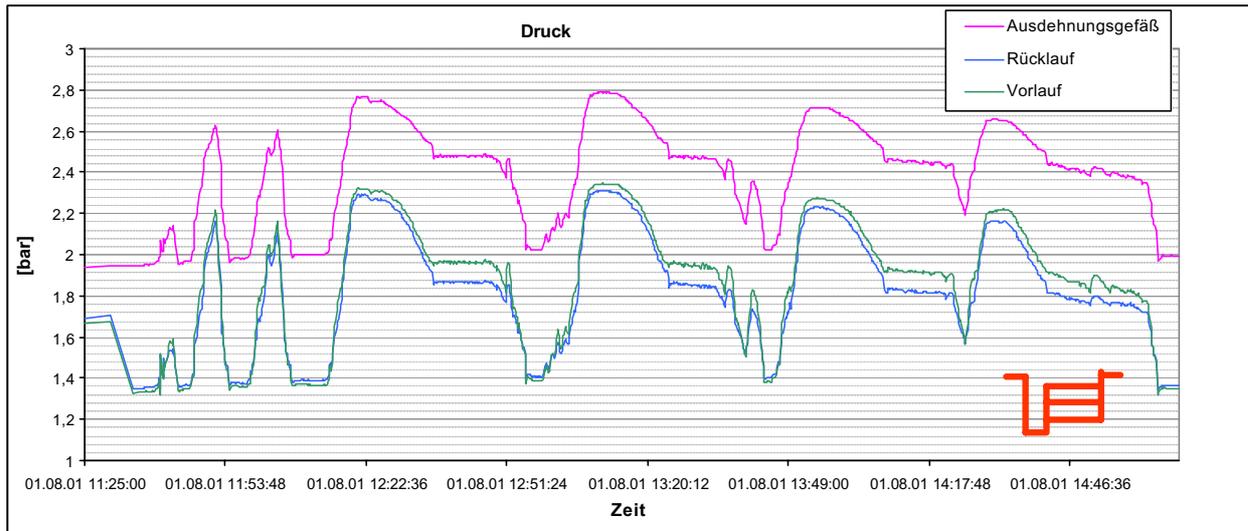


Abbildung 33: Druckverläufe für den Testkollektor 2C Hor. TM – wechselnd bewölkter Tag mit maximaler Systembelastung

2.6.1.3 Messbeispiele für Rückschlagventil rücklaufseitig, wolkenloser Tag

Bei den bisherigen Messbeispielen war das im Zuge der Vorlaufleitung angeordnete (relativ zum Anschluss des Ausdehnungsgefäßes betrachtet) Rückschlagventil aktiviert und das an der Alternativposition (im Zuge der Rücklaufleitung) bereits eingebaute Rückschlagventil deaktiviert. Für diese Messserie wurde das im Zuge der Rücklaufleitung angeordnete Rückschlagventil aktiviert und das andere deaktiviert.

Diese Änderung der Position des Rückschlagventils ändert das Entleerungsverhalten des Systems grundlegend und es wird drastisch verschlechtert. Während in der bisher betrachteten Position eine Entleerung des Kollektors im Stagnationsfall über beide Leitungen möglich ist und zur Abgabe der Dampfleistung an die Umgebung beide Rohrleitungen zur Verfügung stehen, ist bei der alternativen Position eine Entleerung über die Rücklaufleitung nun nicht mehr möglich. Dadurch wird einerseits die Restflüssigkeitsmenge am Ende der Phase 2 bei allen Kollektortypen relativ hoch und andererseits wird die Reichweite des Dampfes in der Vorlaufleitung sehr hoch.

In Abbildung 34 sind die Globalstrahlungs- und die Außentemperaturverläufe für einen wolkenlosen Tag der Messserie 1 dargestellt.

- Bei Messreihe 1 war zusätzlich ein weiteres, in der Vorlaufleitung positioniertes Rückschlagventil aktiv, das sich serienmäßig in der Rücklaufgruppe befindet. Das Entleerungsverhalten wird dadurch nicht beeinflusst. Das Wiederbefüllverhalten jedoch schon: Bei Normalposition des Rückschlagventils erfolgt die Wiederbefüllung über die Rücklaufleitung. Bei Alternativposition wird zuerst der Flüssigkeitsspiegel der Vorlaufleitung bis zum Niveau des Rücklaufanschlusses des Kollektors ansteigen (Druck im Ausdehnungsgefäß sinkt kontinuierlich) und anschließend wird der Kollektor nur über den Rücklaufanschluss (wenn dieser unten am Kollektor liegt), oder über beide Anschlüsse (wenn beide oben liegen) wiederbefüllt. Im Falle dieses

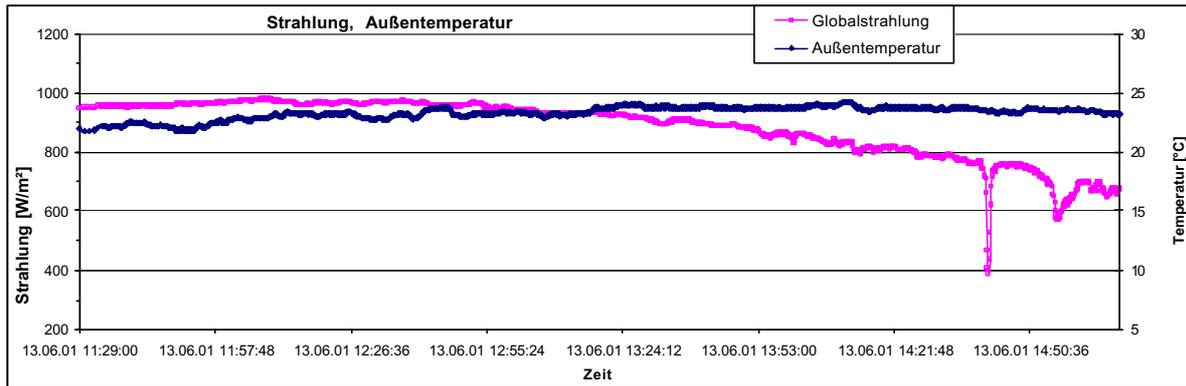


Abbildung 34: Globalstrahlung in Kollektorebene und Außentemperatur für einen wolkenlosen Tag und bei Anordnung des Rückschlagventils im Zuge der Rücklaufleitung für die Messserie 1

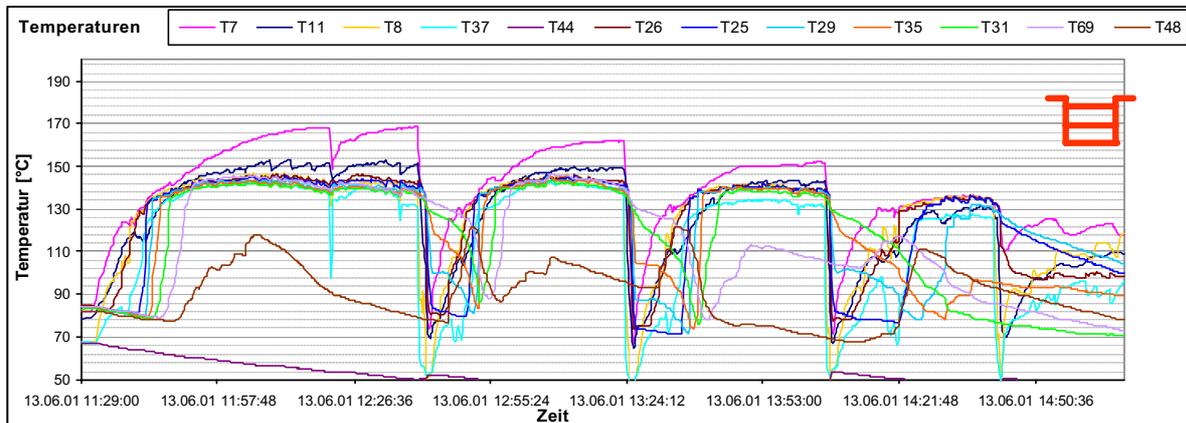
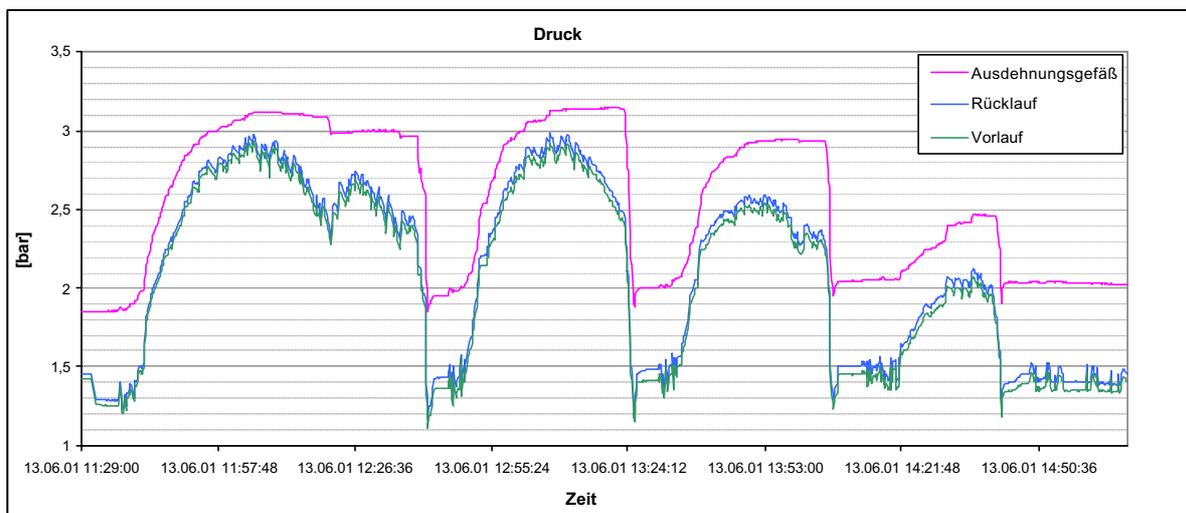


Abbildung 35: Druck und Temperaturverläufe für den Testkollektor 1A Hor. Nicht-TM, Rückschlagventil in der Rücklaufleitung – wolkenloser Tag
Absorber: T7, T11, Sammelrohre: T8, Rücklauf: T37, T44, Vorlauf: T26, T25, T29, T35, T31, T69, T48

zusätzlich aktiven Rückschlagventils kann das Befüllen, das jetzt nur über die Rücklaufleitung möglich ist, erst dann erfolgen, bis der Kollektordruck unter den Wert „maximaler Kollektordruck – Flüssigkeitssäule der Rücklaufleitung“ abgesunken ist. In diesem Zeitraum ist der Druck am Ausdehnungsgefäß konstant (dies ist bei der Interpretation der folgenden Abbildungen der Testserie 1 zu berücksichtigen). Die Auswertung der maximalen Dampfreichweiten ist dadurch nicht beeinflusst.

- Testkollektor 1A Hor. Nicht-TM (Abbildung 35) zeigt im Druckverlauf ein deutlich höheres Maximum (3,15 bar) als am wolkenlosen Tag der Normalkonfiguration (2,8 bar). Die großen sägezahnartigen Druckschwankungen der Phase 4 bei Normalkonfiguration sind hier noch extremer ausgeprägt: Große eindringende Flüssigkeitsmengen kühlen den gesamten Kollektor unter die Siedetemperatur und es beginnt der Stagnationsvorgang jeweils neu ab etwa Beginn der Phase 2.
- Testkollektor 1B Hor. TM 2S (Abbildung 36) zeigt im Druckverlauf ebenfalls ein wesentlich höheres Maximum (3,3 bar) als am wolkenlosen Tag der Normalkonfiguration (2,35 bar). Auch diese Konfiguration zeigt instabile Druckschwankungen durch teilweise Wiederbefüllung denen noch kleinere Druckspitzen überlagert sind.

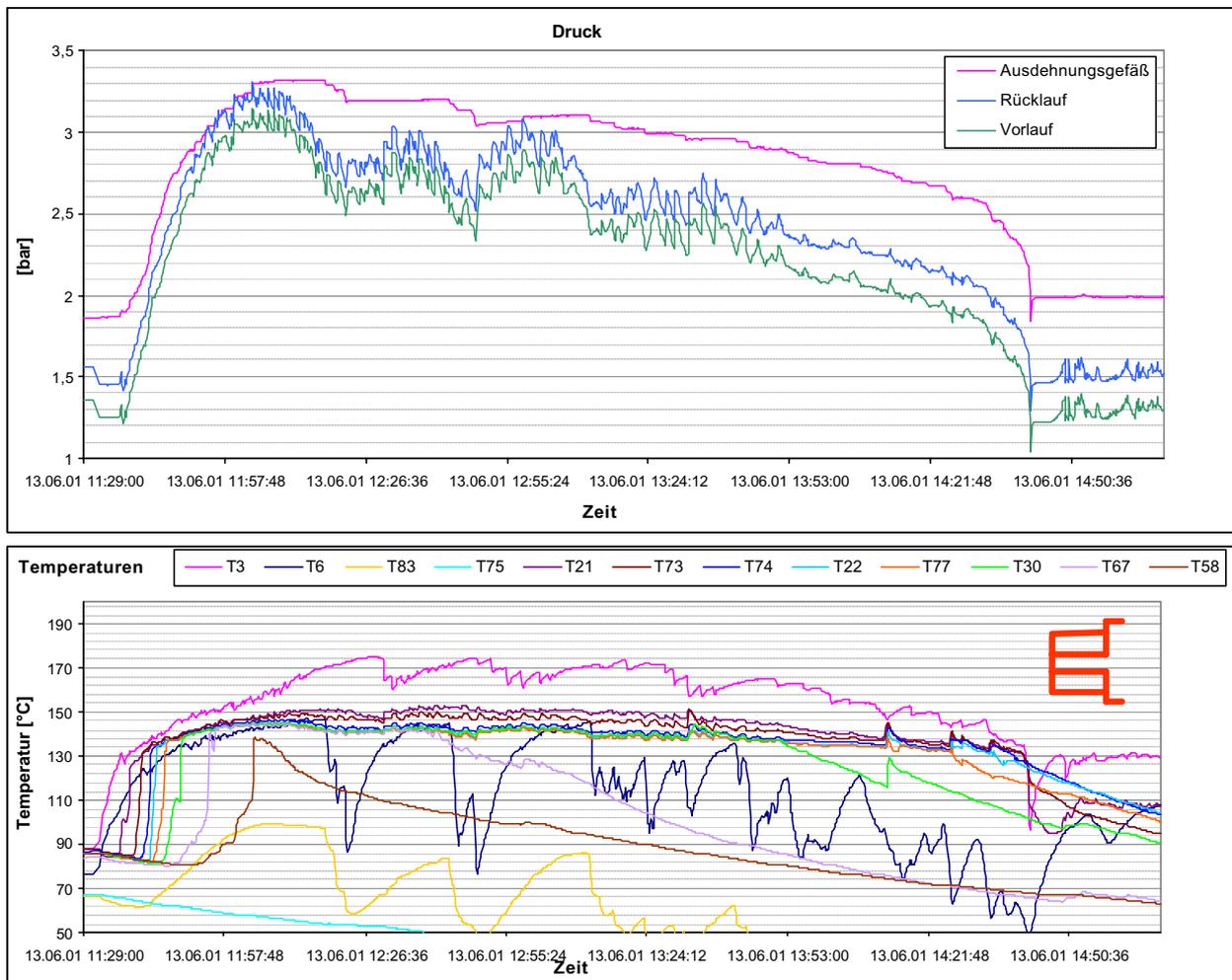


Abbildung 36: Druck und Temperaturverläufe für den Testkollektor 1B Hor. TM 2S, Rückschlagventil im Zuge der Rücklaufleitung – wolkenloser Tag
 Absorber: T3, T6, Rücklauf: T83, T75,
 Vorlauf: T21, T73, T74, T22, T77, T30, T67, T58

- Testkollektor 1C Vertik. TM 4S (Abbildung 37) zeigt im Druckverlauf ebenfalls ein wesentlich höheres Maximum (3,2 bar) als am wolkenlosen Tag der Normalkonfiguration (2,5 bar). Instabile Druckschwankungen und Druckspitzen sind ähnlich wie beim Testkollektor 1B gegeben.

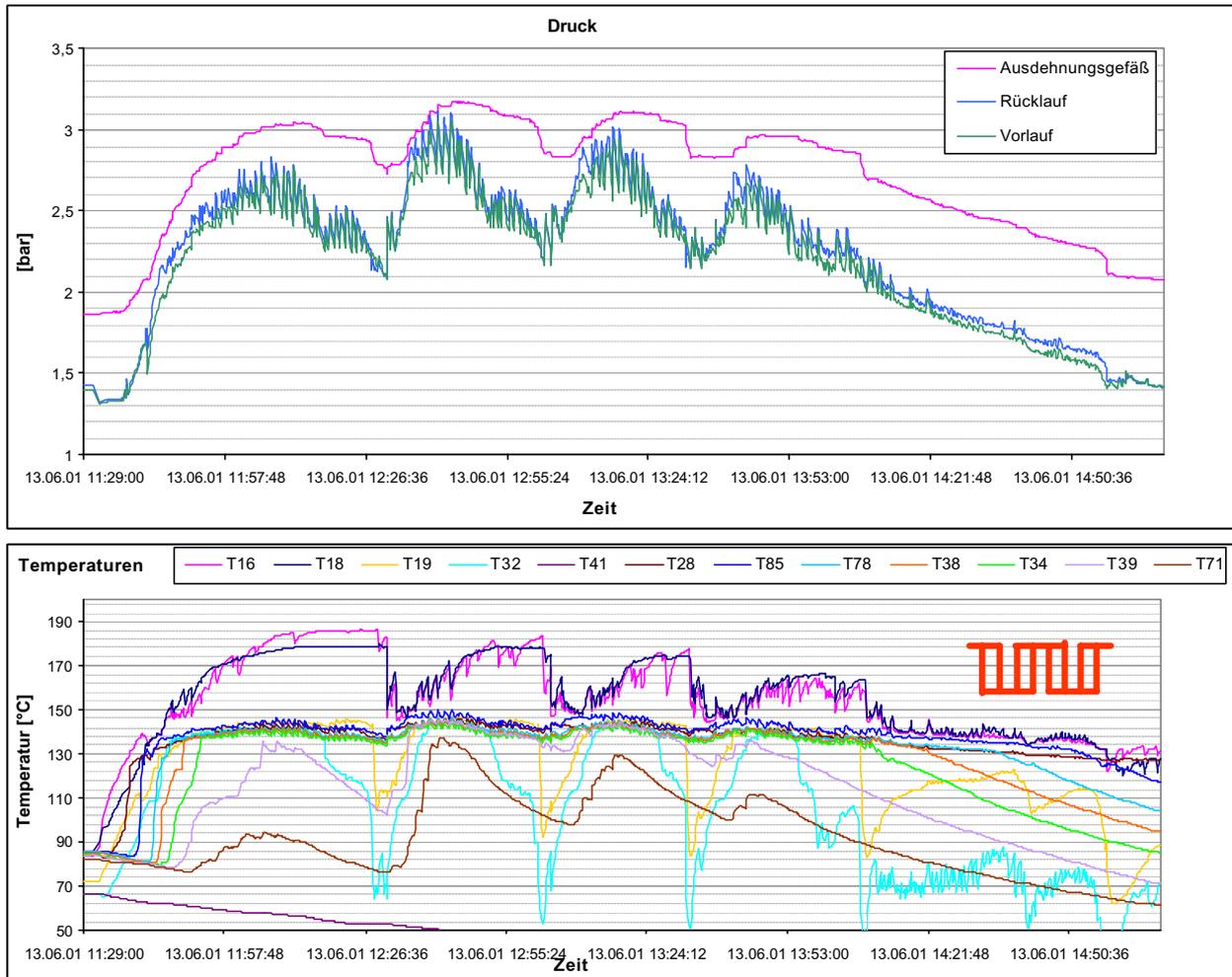


Abbildung 37: Druck und Temperaturverläufe für den Testkollektor 1C Vertik. TM 4S, Rückschlagventil im Zuge der Rücklaufleitung – wolkenloser Tag
 Absorber: T16, T18, Sammelrohre: T19,
 Rücklauf: T32, T41, Vorlauf: T28, T85, T78, T38, T34, T39, T71

In Abbildung 38 sind die Globalstrahlungs- und die Außentemperaturverläufe des wechselnd bewölkten Tages für die Messserie 2 dargestellt. Es sind bei Vergleich dieser Abbildung mit den folgenden Diagrammen die unterschiedlichen Darstellungszeiträume zu beachten.

Bei dieser Messserie war nur das im Zuge der Rücklaufleitung befindliche Rückschlagventil aktiv.

- Testkollektor 2A Vakuum (Abbildung 39): Bei diesem Kollektor ist eine Überschreitung des durch die Länge der Vorlaufleitung gegebenen Messbereiches zu beobachten, der Dampf erreicht den Wärmetauscher und seine Restenergie wird über den Sekundärkreis in den Speicher abgeführt. Dieses System kann daher nicht den Druck erreichen, den es bei ausreichender Rohrlänge entwickelt hätte. Quantitative Auswertungen bez. Dampfleistung sind deshalb hier nicht möglich. Die über einen Temperaturfühler (Temperaturschwelle: 120 °C), positioniert an der Vorlaufleitung unmittelbar vor dem Wärmetauscher, über die frei programmierbare Regelung des Testsystems, gesteuerte Sekundärkreispumpe ist von 12:02:20 bis 12:19:30

gelaufen und die Temperatur des sekundären Rücklaufes ist dabei von 61,3 auf 63,5 °C gestiegen.

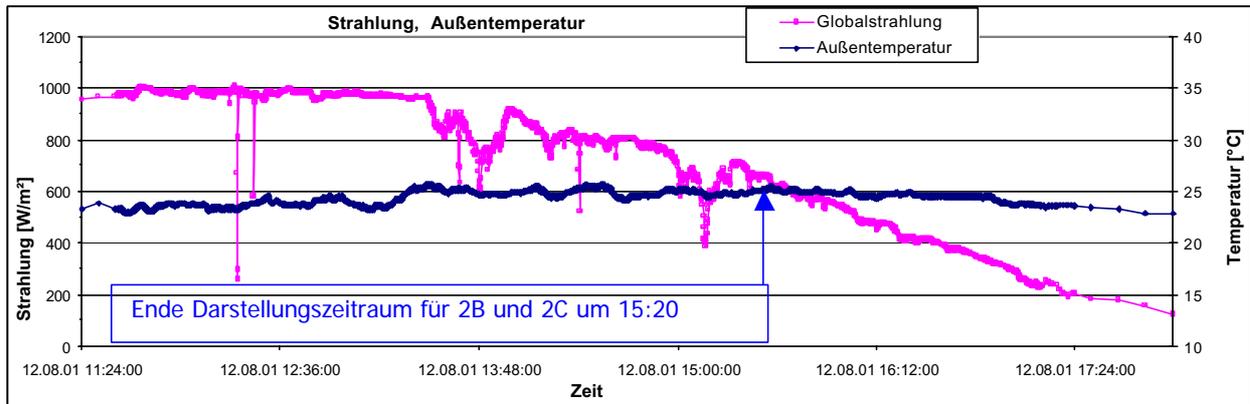


Abbildung 38: Globalstrahlung in Kollektorebene und Außentemperatur für einen nahezu wolkenlosen Tag und bei Anordnung des Rückschlagventils im Zuge der Rücklaufleitung für die Messserie 2

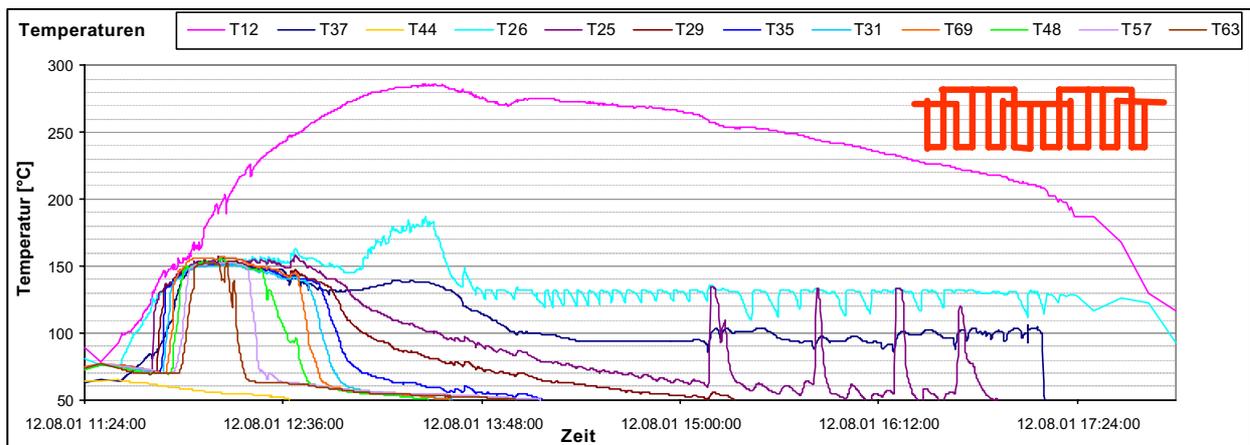
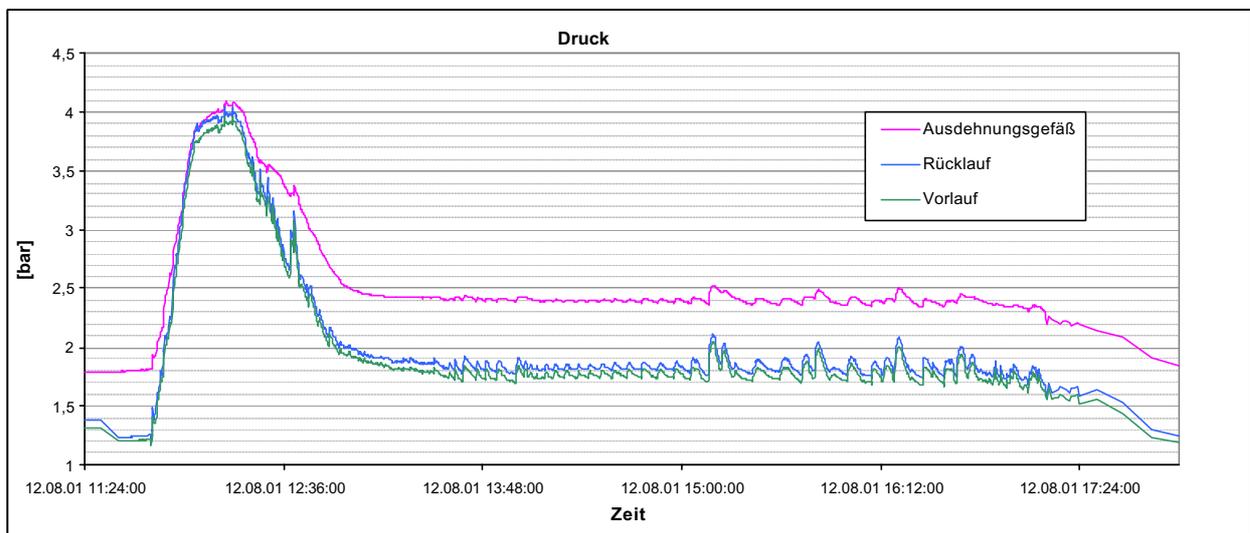


Abbildung 39: Druck und Temperaturverläufe für den Testkollektor 2A Vakuum, Rückschlagventil im Zuge der Rücklaufleitung – nahezu wolkenloser Tag
 Absorber: T12,
 Rücklauf: T37, T44, Vorlauf: T26, T25, T29, T35, T31, T69, T48, T57, T63
 (T63 ist unmittelbar vor Wärmetauscher)

Auch diese Messungen zeigen am Vorlaufanschluss Temperaturen größer als die Sattdampf Temperatur. Überhitzer Dampf reicht bis etwa 3m in die Vorlaufleitung und erhitzt den Kollektoranschluss bis etwa 185 °C.

- Testkollektor 2B Serpentine (Abbildung 40): Im Gegensatz zur Normalkonfiguration (2,35 bar) entwickelt sich hier ein bedeutendes Druckmaximum (3 bar). Häufig kommt es auch durch partielle Wiederbefüllvorgänge zu nicht unbedeutenden Druckspitzen.
- Testkollektor 2C Hor. TM (Abbildung 41): Das Druckmaximum (3,1 bar) ist deutlich höher als das der Normalkonfiguration (2,65 bar).

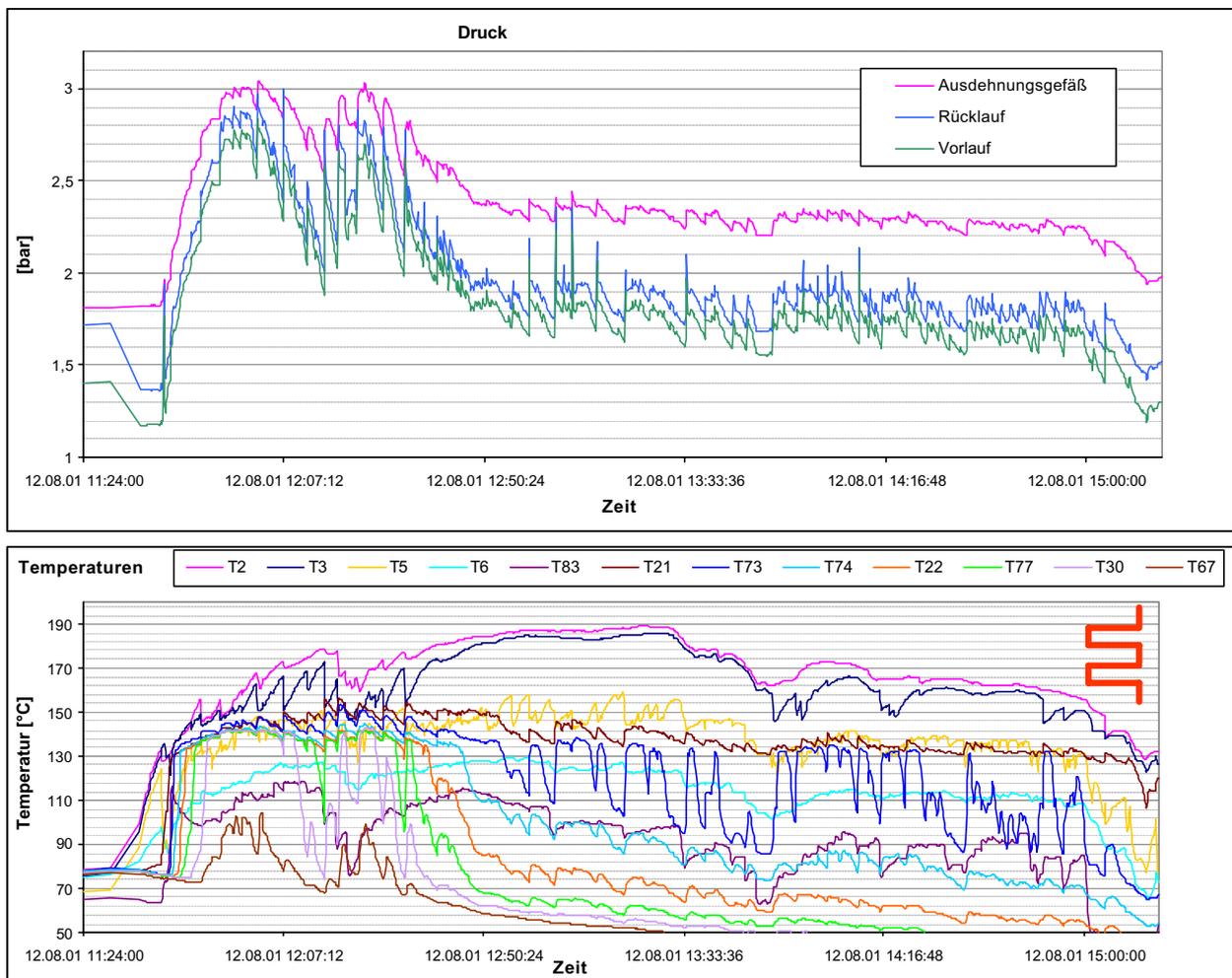


Abbildung 40: Druck und Temperaturverläufe für den Testkollektor 2B Serpentine, Rückschlagventil im Zuge der Rücklaufleitung – nahezu wolkenloser Tag
 Absorber: T2, T3, T5, Sammelrohre: T6,
 Rücklauf: T83, Vorlauf: T21, T73, T74, T22, T77, T30, T67

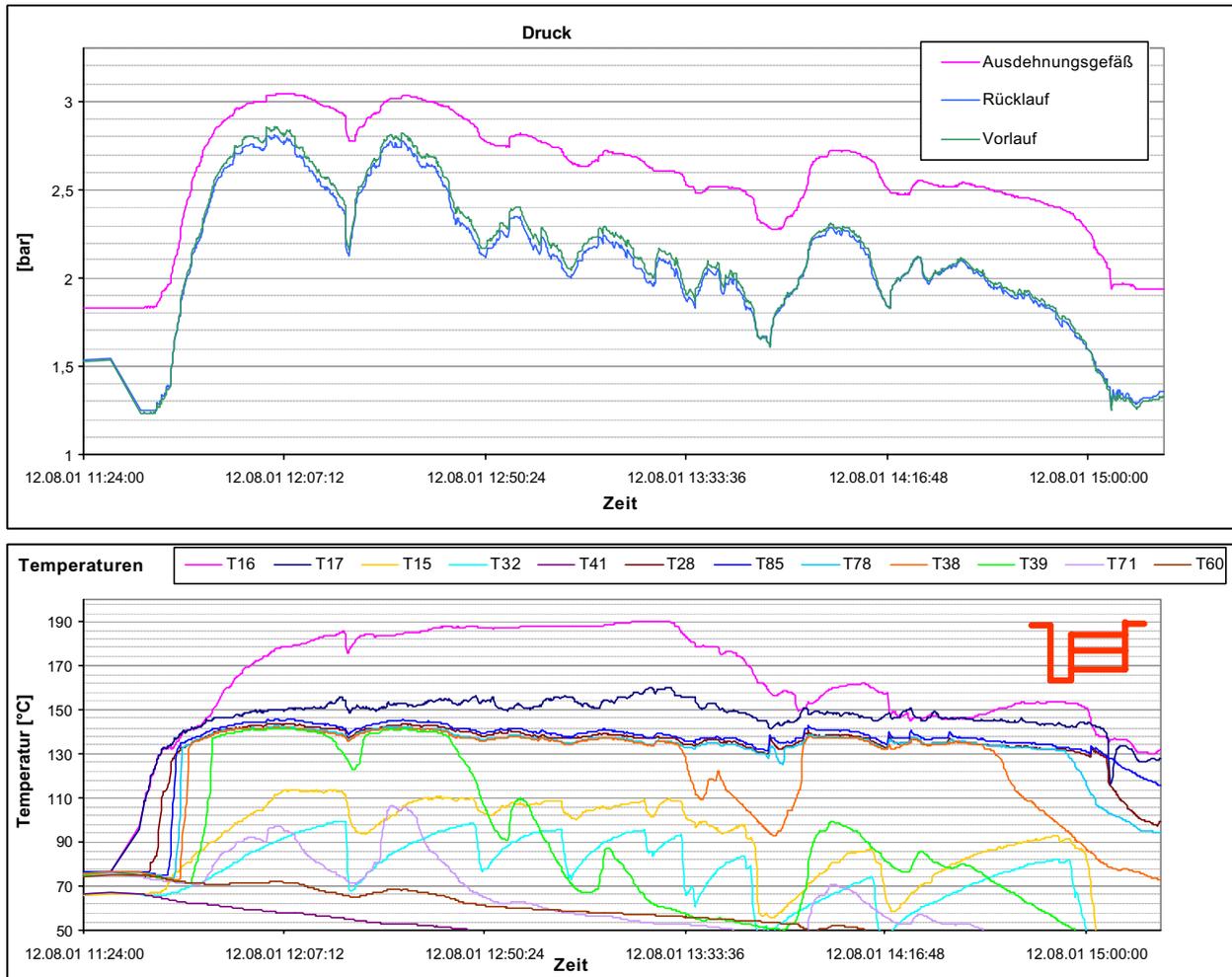


Abbildung 41: Druck und Temperaturverläufe für den Testkollektor 2C Hor. TM, Rückschlagventil im Zuge der Rücklaufleitung – nahezu wolkenloser Tag
 Absorber: T16, T17, Sammelrohre: T15,
 Rücklauf: T32, T41, Vorlauf: T28, T85, T78, T38, T39, T71, T60

2.6.2 Quantitative Auswertung der Messdaten

Eines der Ziele dieses Projektes war es, Maßzahlen zur Beurteilung des Entleerungsverhaltens der Testkollektoren zu finden. Aus den Messdaten konnten in den nächsten Schritten die Maßzahlen

- Maximales Dampfvolumen,
- Maximale Dampfreichweite,
- Maximale Dampfleistung und
- Restflüssigkeitsmenge

ermittelt werden.

Unter dem Begriff „maximal“ ist dabei der Zustand des maximalen Systemdruckes (am Ausdehnungsgefäß) eines jeden einzelnen Stagnationsvorganges zu verstehen, sofern er sich aus einem vorher vollständig gefüllten Kollektor heraus entwickeln und bis zum

Überschreiten dieses Maximums ohne wesentliche Strahlungsschwankungen (Bewölkung) entwickeln konnte. Aus den Messdaten wurden deshalb jene Zeitbereiche ausgewählt, die diesen Kriterien entsprechen und somit zur weiteren quantitativen und statistischen Auswertung herangezogen.

Naturgemäß wurden diese Maxima bei unterschiedlichen Strahlungs- und Außentemperaturverhältnissen gemessen. Damit sind unmittelbare Vergleiche aus verschiedenen Messserien nicht ausreichend genau möglich. Es ist jedoch möglich, den Einfluss der wesentlichen Größen wie etwa Solarstrahlung und Außentemperatur rechnerisch zu ermitteln und damit klimabereinigte Vergleiche aus unterschiedlichen Messperioden zu erstellen. Genau dieser Ansatz wurde in den nachfolgenden Auswertungen und Vergleichen verfolgt.

Während die Kenngrößen Dampfvolumen und Dampfreichweite von Kollektor und Systemaufbau abhängig sind, ist die Kenngröße **maximale Dampfleistung** im wesentlichen nicht mehr vom Systemaufbau beeinflusst und wird damit hier als Beurteilungskenngröße gewählt.

2.6.2.1 Berechnung des Dampfvolumens

Das zu einem Zeitpunkt aktuelle Dampfvolumen wurde aus dem am Ausdehnungsgefäß ermittelten Druck aus der allgemeinen Gasgleichung $p \cdot V/T = konst.$ errechnet.

Basis der Berechnung war die Verfügbarkeit der Daten:

- Volumen des Ausdehnungsgefäßes, der Rohrleitungen, des Kollektors und aller weiteren Systemkomponenten,
- Vordruck am Ausdehnungsgefäß und Temperatur des Gasraums beim Einstellen des Vordruckes, gemessen zum Zeitpunkt der Vordruckeinstellung,
- Fülldruck am Ausdehnungsgefäß und zugehörige Temperatur des Gasraums im kalten Zustand der Anlage (Druckminimum war etwa 5:00 morgens),
- Druck am Ausdehnungsgefäß und zugehörige Temperatur des Gasraums zum Zeitpunkt des Druckmaximums,
- alle Systemtemperaturen (am Kollektor sowie an den Rohrleitungen - unterteilt in den Messpunkten zugehöriger Abschnitte) zum Zeitpunkt des Druckmaximums,
- Volumsdehnung der Flüssigkeit in Abhängigkeit von der Verteilung der Systemtemperaturen,
- Volumsdehnung der Rohrleitungen und des Kollektors in Abhängigkeit von der Verteilung der Systemtemperaturen,
- geodätische Höhenunterschiede zwischen Druckmessstelle und Ausdehnungsgefäß,
- Berücksichtigung der Entnahme von kleinen Flüssigkeitsmengen aus dem System (zu analytischen Zwecken).

Aus der allgemeinen Gasgleichung konnte ausgehend vom Zustand beim Einstellen des Vordruckes (Gasvolumen entspricht dem Nennvolumen) zu jedem anderen Zeitpunkt aus Gastemperatur und Gasdruck das Gasvolumen errechnet und daraus unter Berücksichtigung der weiteren oben angeführten Parameter das gesamte Dampfvolu-
men errechnet werden.

2.6.2.2 Berechnung der Dampfreichweite

Unter der Annahme, dass der Kollektor zum Zeitpunkt des Maximums nur mehr eine nicht ins Gewicht fallende Restflüssigkeitsmenge enthält, kann aus dem gesamten Dampfvolu-
men, das außerhalb des Kollektors befindliche Dampfvolu-
men errechnet werden. Sofern sich dieses äußere Dampfvolu-
men nur auf Rohrleitungen erstreckt, ist daraus die Länge der unter Dampf stehenden Rohrleitungen ermittelbar.

2.6.2.3 Berechnung der Dampfleistung

Entsprechend dem Prinzip des Wärmerohres führt im Stagnationsfall Dampf die Wirk-
leistung des Kollektors durch Vor- und Rücklaufleitung zu den Wärmesenken wo Dampf
wieder kondensiert. Dieser Dampfbereich ist auf nahezu gleicher Temperatur (Siede-
temperatur). Letztere lässt sich aus dem Druck der am Kollektor gemessen wurde und
aus dem bekannten Zusammenhang Siedetemperatur – Druck – Konzentration des
Wärmeträgers (Tyfocor L, 40 %) ermitteln. Da die Dämmung der Vor- und Rücklauf-
rohre exakt definiert erfolgte, kann damit aus

- Dampfreichweite,
- Umgebungstemperatur,
- Siedetemperatur und
- Rohrdämmung

die Verlustleitung der Rohre, die gleich der Dampfleistung sein muss, errechnet werden.

Die Rohrdämmung der 28x1 mm Rohre war 19 mm stark mit $\lambda = 0,04 \text{ W/mK}$ (bei $20 \text{ }^\circ\text{C}$,
Temperaturkoeffizient $\text{TK} = 0,0001 \text{ W/mK}^2$). Die Rohre sind strahlungsgeschützt instal-
liert, der äußere Wärmeübergang wurde mit natürlicher Konvektion ohne Wind (Heili-
genstaedt, 1955) und Strahlung ($\varepsilon = 0,9$) gerechnet.

2.6.2.4 Auswertung der Einflussgröße: Strahlungsleistung

Die solare Strahlungsleistung ist an wechselnd wolkigen Tagen größeren Schwankun-
gen unterworfen. Um dies bei der Auswertung berücksichtigen zu können, wurde die
einem Beobachtungszeitpunkt zugeordnete Strahlungsleistung als gewichtetes Mittel
der bis zu diesem Zeitpunkt gemessenen Strahlungsleistungsverteilung gerechnet. Auf
diese Weise kann das Speichervermögen des Kollektors berücksichtigt werden, wenn
als Gewichtungsfunktion eine Exponentialfunktion mit negativem Exponenten mit den
Zeitabständen zwischen Beobachtungszeitpunkt und vorher liegenden Zeitpunkten mit

entsprechender Zeitkonstante verwendet wird. Die geeignete Zeitkonstante wurde durch statistische Bewertung der Auswertungsergebnisse (minimale Reststreuung bei der Regressionsanalyse - siehe Punkt 2.6.2.5) ermittelt.

Es ergaben sich für die Flachkollektoren eine Zeitkonstante von 1,5 min und für den Vakuumkollektor von 2,15 min als optimale Werte.

2.6.2.5 Regressionsanalytische Auswertungen

Solare Strahlung, Umgebungstemperatur und Vordruck am Ausdehnungsgefäß sind wesentliche Einflussgrößen auf die Zielgröße „maximale Dampfleistung“. Die Wirkung dieser Einflussgrößen auf die Zielgröße wurde mittels einer Regressionsanalyse numerisch errechnet und statistisch auf Signifikanz bewertet. Nicht enthalten in der regressionsanalytischen Auswertung sind die Konfigurationen mit der Änderung der Position des Rückschlagventils und mit dem geeigneten Kollektor.

Damit stehen nun mathematische Modelle für den Vergleich der Testkollektoren (maximale Dampfleistung) untereinander zur Verfügung.

2.6.2.6 Berechnung der Restflüssigkeitsmenge

Für wolkenlose bzw. nahezu wolkenlose Tage kann die Restflüssigkeitsmenge, die am Ende der Phase 2 im Kollektor verbleibt, näherungsweise errechnet werden. Wird die nach Punkt 2.6.2.3 ermittelte Dampfleistung (sie wird durch Kondensation umgesetzt) auf Flüssigkeitsmenge umgerechnet, so kann die während des Stagnationsverlaufes umgesetzte Flüssigkeitsmenge durch Aufsummierung über den Stagnationszeitraum errechnet werden. Da nur für Wasser die Kondensationsenthalpie in Abhängigkeit vom Druck bekannt ist und diese verwendet wurde, stellt diese Rechnung nur eine Näherung dar, die einen Anhaltspunkt für die Menge der Restflüssigkeit liefert.

Für diese Berechnung wurde mit einem iterativen Verfahren berücksichtigt, dass zu Beginn der Phase 3 (Beginn der Restflüssigkeitsbestimmung) diese Restflüssigkeit sich noch im Kollektor befinden muss und deshalb dort das Dampfvolumen innerhalb des Kollektors verkleinert. Dieses iterative Verfahren war bei den schlecht entleerenden Kollektoren (Vakuumkollektor, 1A Hor. Nicht TM) von Bedeutung.

2.6.2.7 Auswertungsergebnisse maximale Dampfleistung

In den folgenden Diagrammen werden die Auswertungsergebnisse der Dampfleistungsmaxima dargestellt. Jeder einzelne Diagrammpunkt ist das Berechnungsergebnis des Maximums eines einzelnen auswertbaren Stagnationsvorganges. Eingezeichnet sind die Ergebnisse der Regressionsanalyse als Regressionsgleichung mit Angabe der doppelten Reststreuung (95% Sicherheit) und als Ausgleichsgeraden für die drei Vordruck-Druckstufen für eine Umgebungstemperatur von 25 °C.

In den zugehörigen Legenden sind die Vordrücke der Ausdehnungsgefäße in bar abs. angegeben, 2,5 Reg bedeutet z. B. 2,5 bar abs. und Regressions-Ausgleichskurve, 2,5 RV bedeutet z. B. 2,5 bar abs. und Rückschlagventil in Alternativposition, 2,5 geneigt bedeutet 2,5 bar abs. und Kollektor in geneigter Lage.

Vergleicht man in den folgenden Abbildungen die Ausgleichsgeraden für einen öfters auftretenden Klimawert (z. B. 1150 W/m² bei 25 °C) bei z. B. niederem Vordruck (2,5 bar abs.) so ergeben sich folgende maximale Dampfleistungswerte die etwa ein Maximum des jeweiligen Testkollektors darstellen:

- Testkollektor 1A Hor. Nicht-TM, (Abbildung 42): 620 W.
- Testkollektor 1B Hor. TM 2S (Abbildung 43): 320 W.
- Testkollektor 1C Vertik. TM 4S (Abbildung 44): 420W.
- Testkollektor 2A Vakuum (Abbildung 45): 750 W.
- Testkollektor 2B Serpentine (Abbildung 46): 80 W, allerdings kurze Spitzenwerte bis 180 W.
- Testkollektor 2C Hor. TM (Abbildung 47): 230 W.

Bei der alternativen Rückschlagventilstellung ergeben die Leistungsmaxima mit Ausnahme des Testkollektors 1A (der etwa die gleich ungünstigen Werte zeigte wie bei Normalstellung) und des wegen Messbereichsüberschreitung nicht auswertbaren Vakuumkollektors 2A, bei allen anderen Testkollektoren durchwegs deutlich höhere Werte, die vergleichbar sind mit jenen des schlecht entleerenden Testkollektors 1A.

Überraschenderweise hat die Schräglage des Testkollektors 1B eine Erniedrigung der maximalen Dampfleistungen gebracht. Offenbar bewirkt eine Neigung der Absorberrohre ein schnelleres Ausfließen und Austrocknen derselben. Dass die Flüssigkeit dann aber im linken Sammelrohr unten angesammelt wird, ist offensichtlich hier von kleinerem Einfluss.

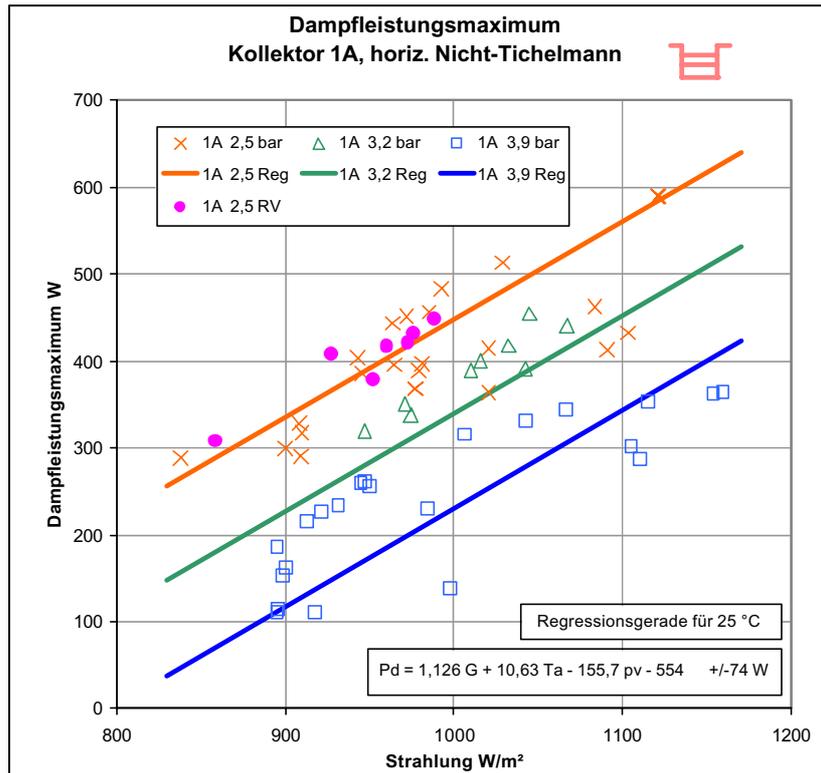


Abbildung 42: Maximale Dampfleistung für den Kollektor 1A Hor. Nicht-TM in Abhängigkeit von Strahlung, Außentemperatur und Vordruck

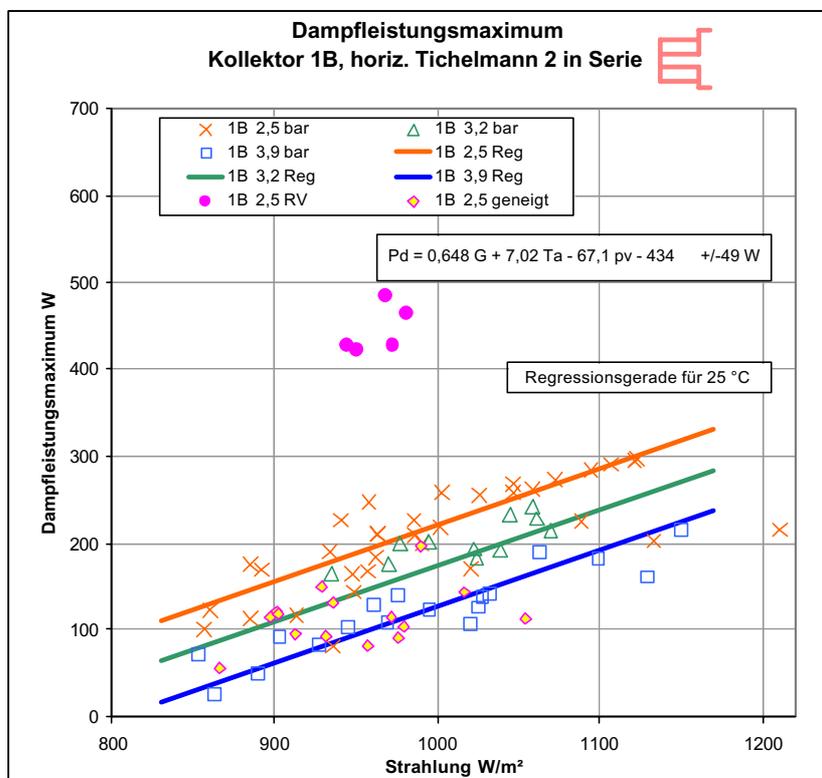


Abbildung 43: Maximale Dampfleistung für den Kollektor 1B Hor. TM 2S in Abhängigkeit von Strahlung, Außentemperatur und Vordruck

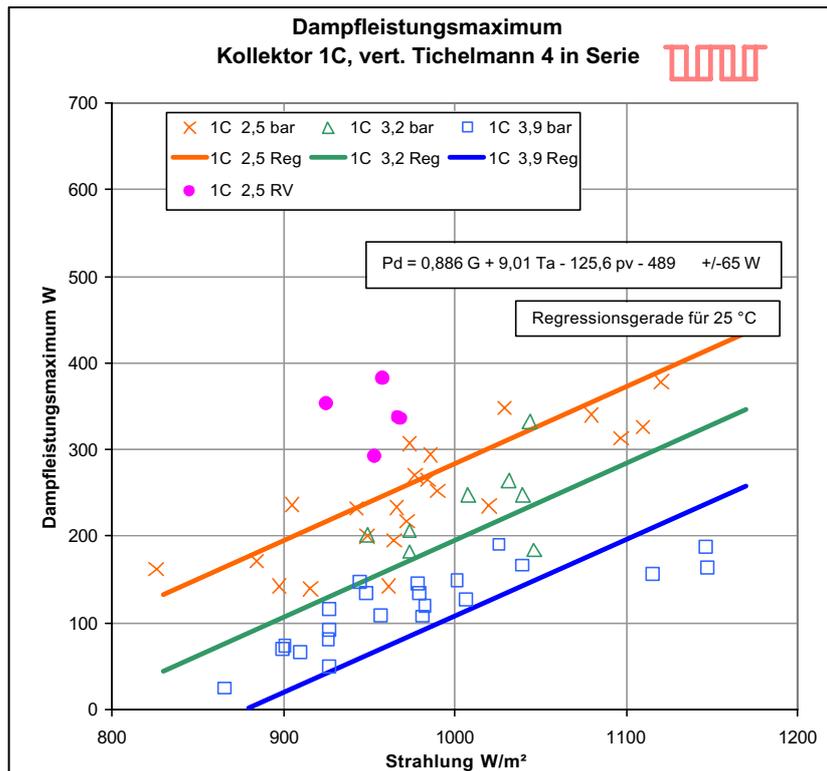


Abbildung 44: Maximale Dampfleistung für den Kollektor 1C Vertik. TM 4S in Abhängigkeit von Strahlung, Außentemperatur und Vordruck

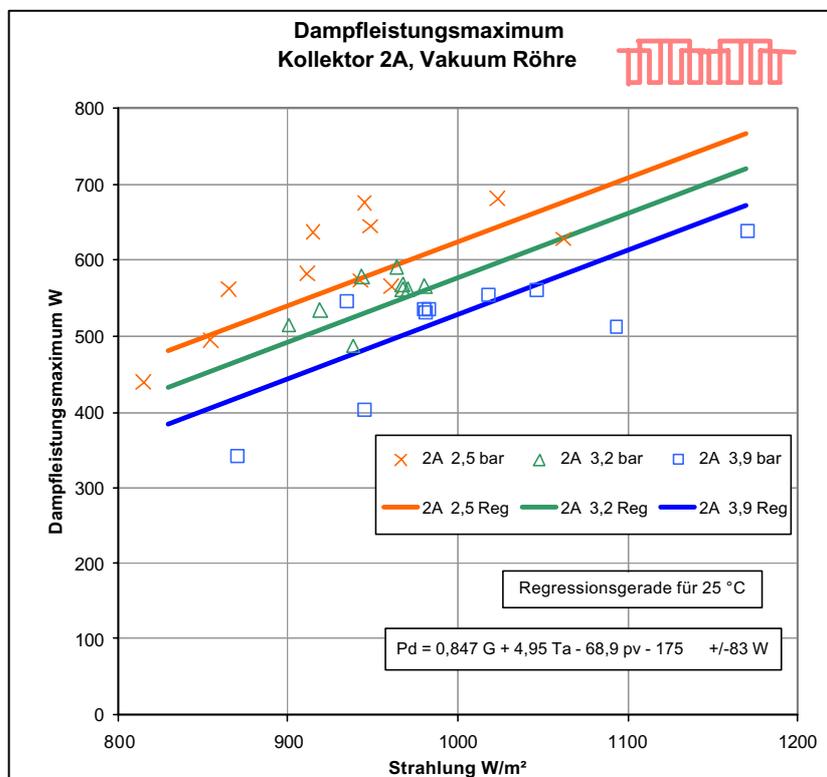


Abbildung 45: Maximale Dampfleistung für den Kollektor 2A Vakuum in Abhängigkeit von Strahlung, Außentemperatur und Vordruck

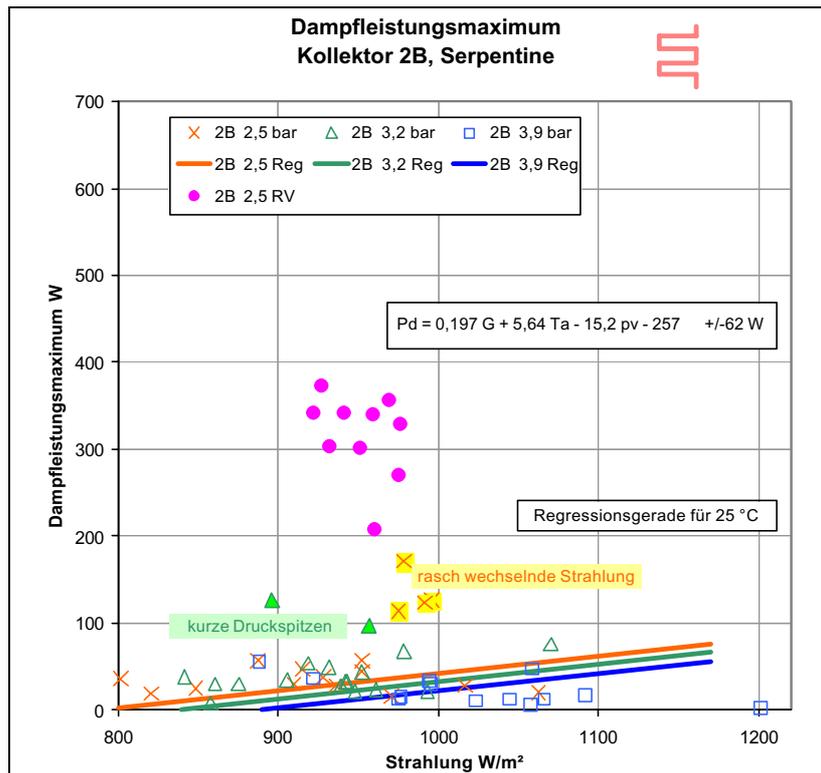


Abbildung 46: Maximale Dampfleistung für den Kollektor 2B Serpentine in Abhängigkeit von Strahlung, Außentemperatur und Vordruck

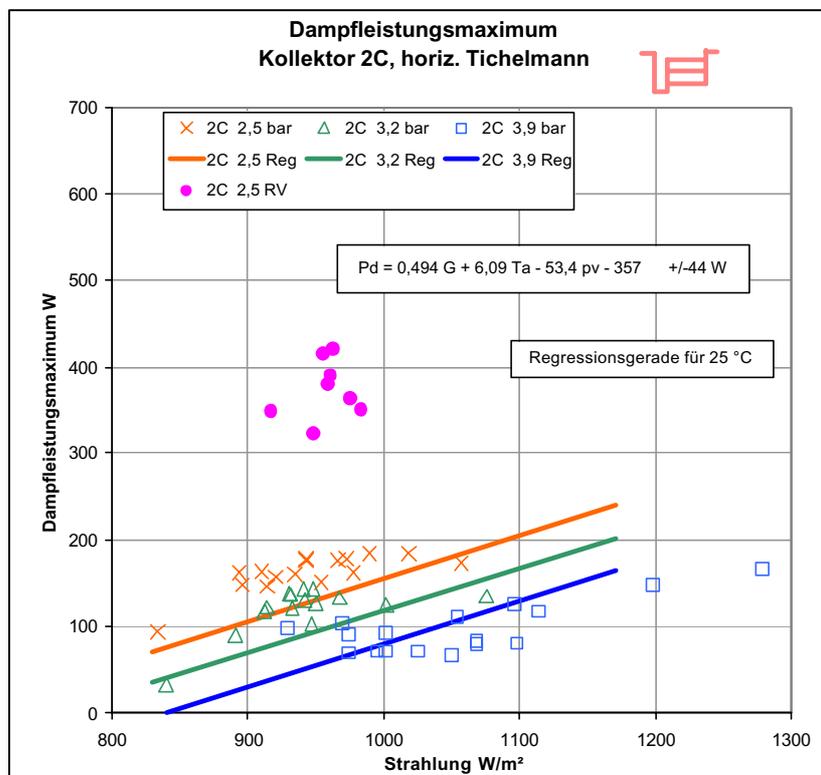


Abbildung 47: Maximale Dampfleistung für den Kollektor 2C Hor. TM in Abhängigkeit von Strahlung, Außentemperatur und Vordruck

Die statistischen Kennwerte der Regressionsanalysen sind in Tabelle 4 angeführt; alle Regressionen und ausgewiesenen Einflussgrößen erwiesen sich bei der statistischen Prüfung als signifikant (>95%) bis höchst signifikant (>99,9%):

Tabelle 4: Statistische Kennwerte der regressionsanalytischen Auswertung der Dampfleistungsmaxima

Einflussgröße, Maßzahl		G	T_a	p_V	b	s_V	R^2
Testkollektor	Einheit	W/(W/m ²)	W/K	W/bar abs.	W	W	-
1A Hor. Nicht-TM	a_i	1,126	10,63	-155,7	-554	37	0,890
	sa_i	0,083	1,83	10,1	103		
1B Hor. TM 2S	a_i	0,648	7,02	-67,1	-434	24	0,860
	sa_i	0,043	0,93	5,4	56		
1C Vertik. TM 4S	a_i	0,886	8,01	-140,9	-489	33	0,871
	sa_i	0,075	1,68	9,7	94		
2A Vakuum	a_i	0,847	4,95	-68,9	-175	41	0,936
	sa_i	0,042	2,14	14,3	93		
2B Serpentine	a_i	0,197	5,64	-15,2	-257	31	0,407
	sa_i	0,057	1,32	9,4	87		
2C Hor. TM	a_i	0,494	6,09	-53,4	-357	22	0,797
	sa_i	0,047	1,18	8,3	78		

G	Strahlungsleistung in Kollektorebene	W/m ²
T_a	Umgebungstemperatur	°C
p_V	Vordruck am Ausdehnungsgefäß	bar abs.
b	Gleichungskonstante	W
s_V	Reststreuung	W
R^2	Bestimmtheitsmaß	-
a_i	Regressionskoeffizienten	Einheiten siehe Tabelle
sa_i	Streuung der Regressionskoeffizienten	Einheiten siehe Tabelle
P_d	Dampfleistungsmaximum	W
	$P_d = a_1 G + a_2 T_a + a_3 p_V + b$	

2.6.2.8 Maximale Dampfleistung der Testkollektoren im Vergleich

Aus den Regressionsgleichungen ermittelte maximale Dampfleistungen können nun für definiert gleiche Bedingungen (Einflussgrößen) gegenübergestellt werden. Diese Gegenüberstellung wurde für einen Ausdehnungsgefäßvordruck von 2,5 bar abs., eine Umgebungstemperatur von 25 °C und für solare Strahlung in der Kollektorebene von 800, 1000, und 1200 W/m² durchgeführt (Abbildung 48).

Aus dieser Gegenüberstellung ergibt sich eine Reihung der Testkollektoren nach der maximalen Dampfleistung und damit nach der Dampfreichweite wobei ein Unterschied zwischen höchster und niedrigster Reichweite etwa größenordnungsmäßig um den Faktor 10 besteht (siehe in Abbildung 48 die Spalte für 1000 W/m²):

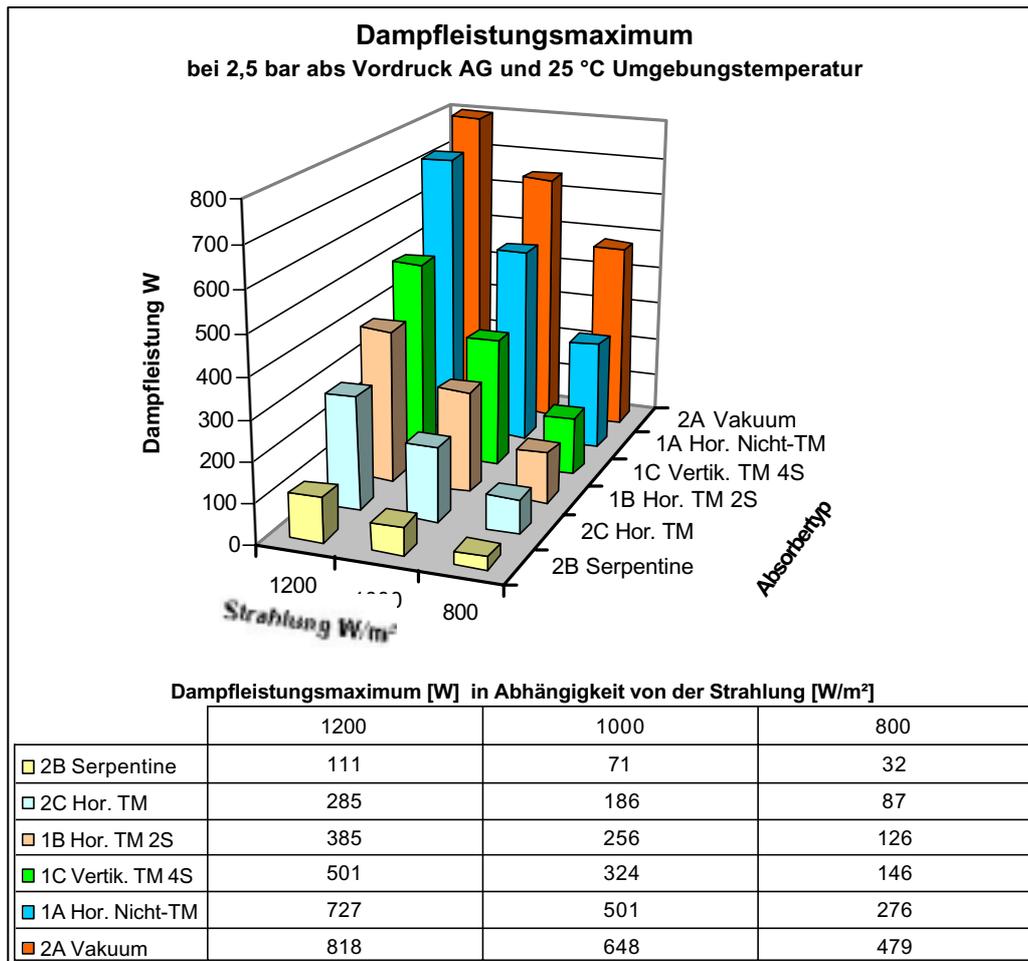


Abbildung 48: Errechnetes Dampfleistungsmaximum in Abhängigkeit vom Kollektortyp, und solarer Strahlung in Kollektorebene für 25 °C Umgebungstemperatur und einem Ausdehnungsgefäßvordruck von 2,5 bar abs.

- Testkollektor 2B Serpentine niedrigste Dampfreichweite
- Testkollektor 2C Hor. TM.
- Testkollektor 1B Hor. TM 2S
- Testkollektor 1C Vertik. TM 4S
- Testkollektor 1A Hor. Nicht-TM,
- Testkollektor 2A Vakuum höchste Dampfreichweite

2.6.2.9 Auswertungsergebnisse Restflüssigkeitsmenge

Die in Abbildung 49 dargestellten Restflüssigkeitsmengen stellen Mittelwerte aller auswertbaren Stagnationsvorgänge dar und sind Mindestwerte, da sie aus der abdampfenden Flüssigkeit bestimmt wurden, wobei eventuell in thermisch schlechter angeordneten Rohrbereichen (z. B. Sammelrohren) zurückbleibende Flüssigkeit nicht miterfasst wird.

Überschreitung nicht bewertet werden, die Menge sollte aber nicht günstiger als bei Normalkonfiguration (600-800 g) liegen.

Durch den geeigneten Einbau des Testkollektors 1B wurde die bereits günstige Restflüssigkeitsmenge weiter verringert.

2.6.3 Hochrechnung auf praxisnahe Systeme

Diese hier gewonnenen Messergebnisse beziehen sich auf Systeme, wie sie bei der Messung vorlagen. Diese waren im Hinblick auf die Messaufgabe dimensioniert (relativ hohe aber definierte Verluste im Bereich der Vor- und Rücklaufleitung). Praxisnahe Systeme sind etwas anders dimensioniert. Hier ist eine Umrechnung erforderlich, die in mehreren Stufen durchgeführt wurde:

- Errechnung der maximalen Dampfleistung (aus Regressionsgleichungen) unter Berücksichtigung von: Strahlung in der Kollektorebene, Außentemperatur und Vordruck am Ausdehnungsgefäß. Aus Sicherheitsgründen wurden die so errechneten Werte um die 2-fache Reststreuung der Regressionsrechnung erhöht.
- Ermittlung der **maximal unter Dampf stehenden Rohrlänge** aus dem Zusammenhang maximale Dampfleistung = Verlustleistung des Rohres. Diese wird errechnet aus: Siedepunkt (Maximalwerte in Abhängigkeit vom Vordruck, siehe Abbildung 50) und Umgebungstemperatur, den praxisnahen Werten für Rohrdurchmesser, Dämmstärke (die gewählten Werte sind den Abbildungen zu entnehmen) und Wärmeleitfähigkeit (0,04W/mK bei 20 °C, Temperaturkoeffizient der Wärmeleitfähigkeit: 0,0001W/mK²) und einem äußeren Wärmeübergang mit natürlicher Konvektion ohne Wind (Heiligenstaedt, 1955) und Strahlung ($\epsilon = 0,9$) gerechnet.

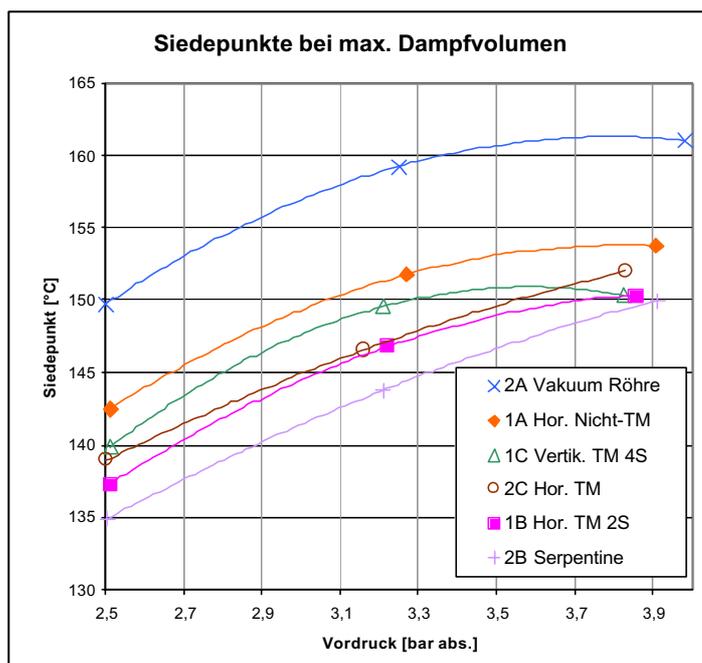


Abbildung 50: Siedepunkte bei maximalem Dampfvolumen. Ermittelt aus den Mittelwerten der am Vorlauf gemessenen Maximaldrücke der Stagnationsvorgänge über den Zusammenhang Druck –Siedepunkt für Tyfocor L.

- Lineare Hochrechnung auf Systeme mit 4-facher Kollektorfläche (24 m²). Diese ist nur sinnvoll, wenn alle Kollektoren ideal parallel geschaltet werden, das Ausdehnungsgefäß 4-faches Volumen besitzt (140 l) und die Systeme etwa gleiche Volumenverhältnisse wie die Messsysteme aufweisen.
- Diese Berechnung gilt dann für einen Fülldruck von etwa 0,3 bar über dem Vordruck, wie er auch bei den Messungen gewählt wurde.

Die im folgenden dargestellten Berechnungen wurden für die Systemkonfigurationen

- „wie gemessen“ (Abbildung 51)
- praxisnahes „kleines System“ (Abbildung 52)
- praxisnahes „großes System 2,5 bar abs.“ (Abbildung 53)
- praxisnahes „großes System 3,9 bar abs.“ (Abbildung 54)

durchgeführt.

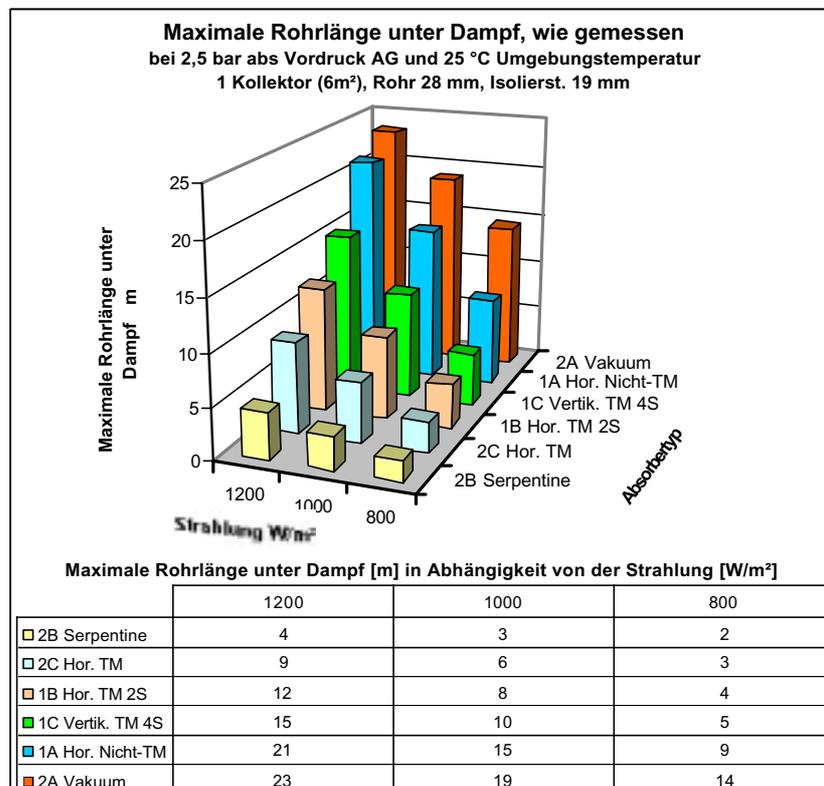


Abbildung 51: Maximal unter Dampf stehende Rohrlänge für „**System wie gemessen**“, in Abhängigkeit von der Strahlung, für einen Kollektor (6 m²), 2,5 bar abs. Vordruck, 25 °C Außentemperatur, Vor- und Rücklaufrohr 28 x 1 mit Dämmstärke 19 mm

Die Ergebnisse zeigen für das „**kleine System**“ (Abbildung 52) maximale Dampfreichweiten, die bei den üblicherweise vorkommenden Rohrleitungslängen für die günstigeren Kollektortypen auch bei dem nieder gewählten Vordruck keine Probleme mit Überhitzung von Systemkomponenten im Technikraumbereich erwarten lassen. Voraussetzung ist für den problemlosen Betrieb dabei allerdings auch die richtige Dimensionie-

rung des Ausdehnungsgefäßes (unter Berücksichtigung des entstehenden Dampfvolmens) um ein Ansprechen des Sicherheitsventils zu verhindern.

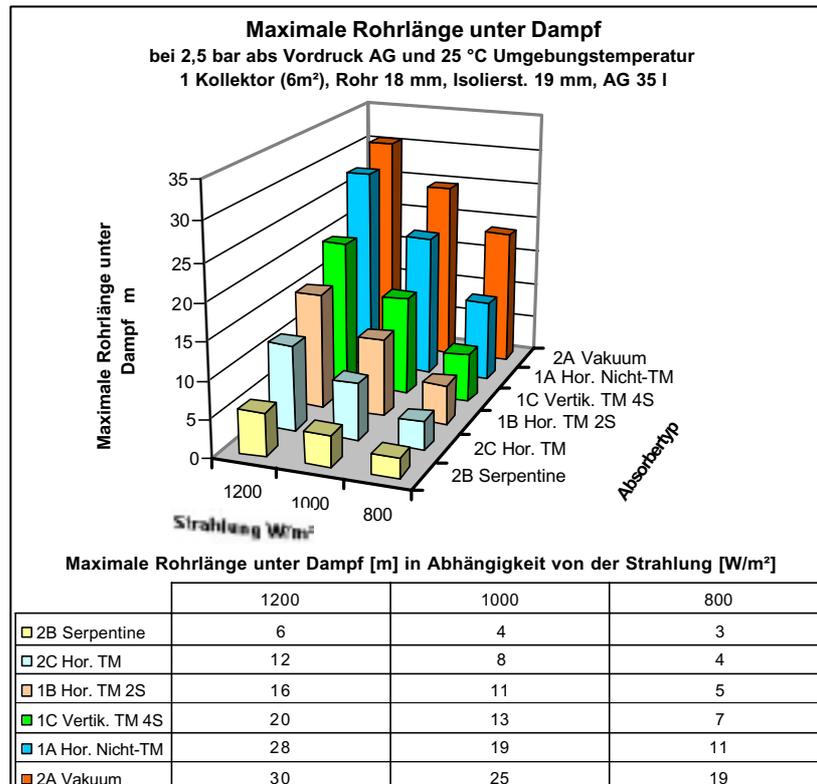


Abbildung 52: Maximal unter Dampf stehende Rohrlänge für ein praxisnahes „**kleines System**“, in Abhängigkeit von der Strahlung, für einen Kollektor (6 m²), 2,5 bar abs. Vordruck, 25 °C Außentemperatur, Vor- und Rücklaufrohr 18 x 1 mit Dämmstärke 19 mm, Ausdehnungsgefäß 35 l

Bei den ungünstigeren Kollektortypen (2A Vakuum, 1A Hor. Nicht-TM und ev. auch 1C Vertik. TM 4S) werden jedoch bereits unter Dampf stehende Rohrleitungslängen erreicht, die nicht mehr bei allen praktisch vorkommenden „kleinen Systemen“ ohne Erreichen der temperaturempfindlichen Systemkomponenten zur Verfügung stehen.

Extrem ungünstiger wird die Sachlage für „**große Systeme**“ (Abbildung 53) bei denen auch der erhöhte Vordruck (Abbildung 54) nur eine geringe Erleichterung bringt. Hier zeigen mit Ausnahme des Kollektors 2B Serpentine alle Kollektortypen in unterschiedlicher Intensität (die sich wesentlich auf die Häufigkeit von Störungen auswirkt) sehr hohe maximale Dampfreichweiten, die die üblicherweise installierten Rohrlängen zum Teil wesentlich überschreiten.

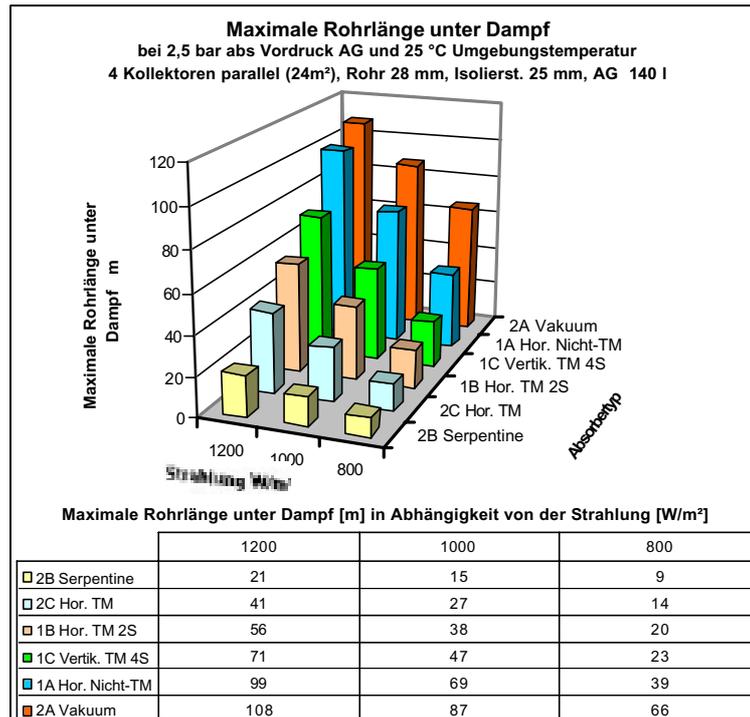


Abbildung 53: Maximal unter Dampf stehende Rohrlänge für ein praxisnahes „großes System, 2,5 bar“, in Abhängigkeit von der Strahlung, für vier Kollektoren (24 m²), 2,5 bar abs. Vordruck, 25 °C Außentemperatur, Vor- und Rücklaufrohr 28 x 1 mit Dämmstärke 25 mm, Ausdehnungsgefäß 140 l

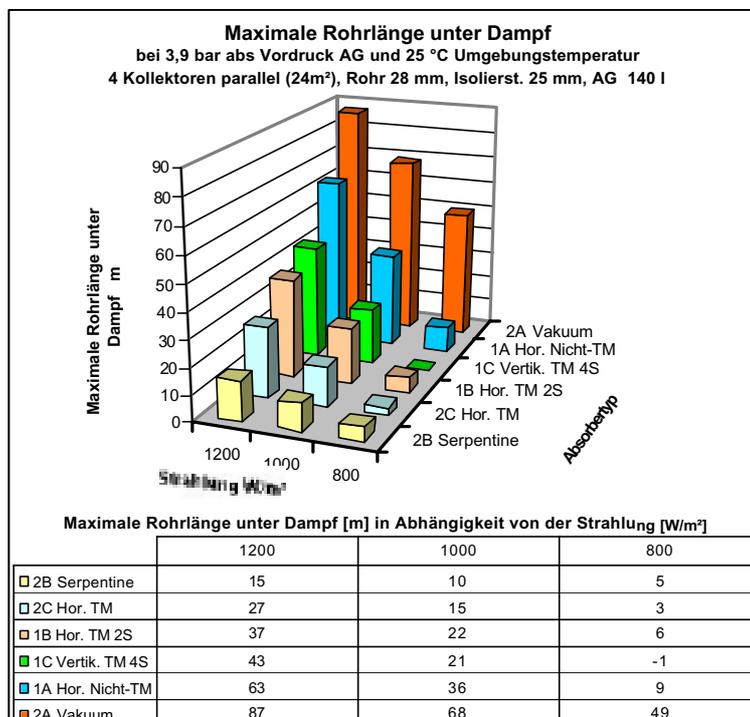


Abbildung 54: Maximal unter Dampf stehende Rohrlänge für ein praxisnahes „großes System, 3,9 bar“, in Abhängigkeit von der Strahlung, für vier Kollektoren (24 m²), 3,9 bar abs. Vordruck, 25 °C Außentemperatur, Vor- und Rücklaufrohr 28 x 1 mit Dämmstärke 25 mm, Ausdehnungsgefäß 140 l

2.6.4 Schnelle Druckereignisse

Bei allen Systemen wurden Druckereignisse mit Druckänderungen und Druckspitzen im 20 – 1000 ms-Bereich registriert. Die Mikrofone zeigten jedoch in keinem Fall korrelierende Körperschallsignale. Ebenso konnten keine direkten akustischen Beobachtung von Druckschlägen während der Anwesenheit von Personen im Messcontainer gemacht werden.

Die von den Drucksensoren registrierten Druckspitzen waren durchwegs in Bereichen die für die Komponenten des Systems unkritisch waren und auch das Sicherheitsventil nicht zum Ansprechen bringen konnten.

In Abbildung 55 bis Abbildung 61 wird eine Auswahl typischer Druckereignisse für alle Testsysteme gezeigt (bei den Übersichtsdiagrammen werden Zeiten, in denen keine Registrierung erfolgte, durch gerade Strecken dargestellt; in diesen Zeiten stehen Messungen im 10 s Takt durch das Hauptmesssystem zur Verfügung).

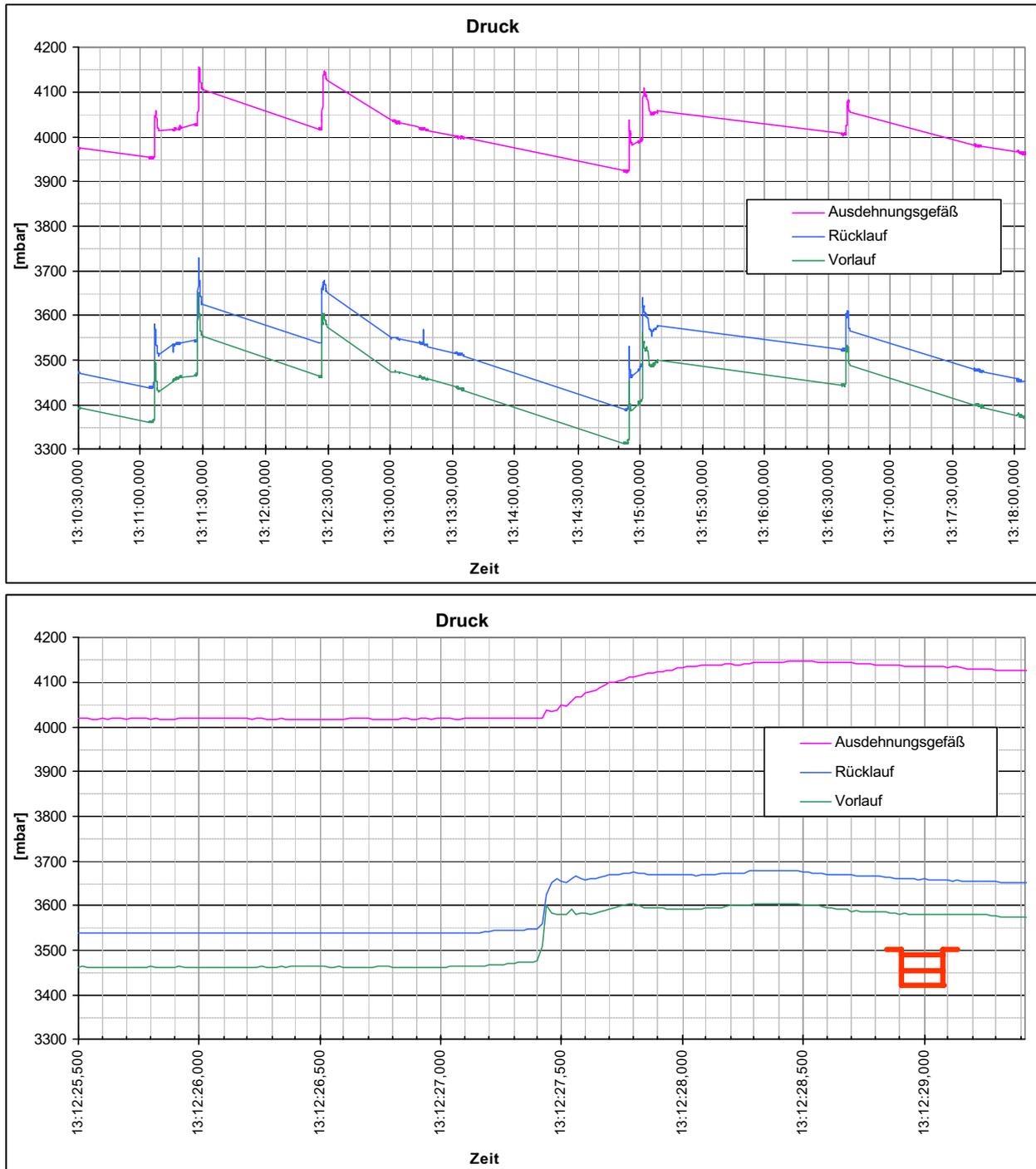


Abbildung 55: Schnelle Druckereignisse des Testsystems 1A Hor. Nicht-TM vom 16.7.2001, $p_v = 3,9$ bar abs. Niedrige Ereignisse $\sim 0,2$ bar etwa in der Mitte der Phase 4: Flüssigkeit läuft in kleinen Mengen über den Rücklauf in den Kollektor zurück. Oben: Übersicht, unten Detail.

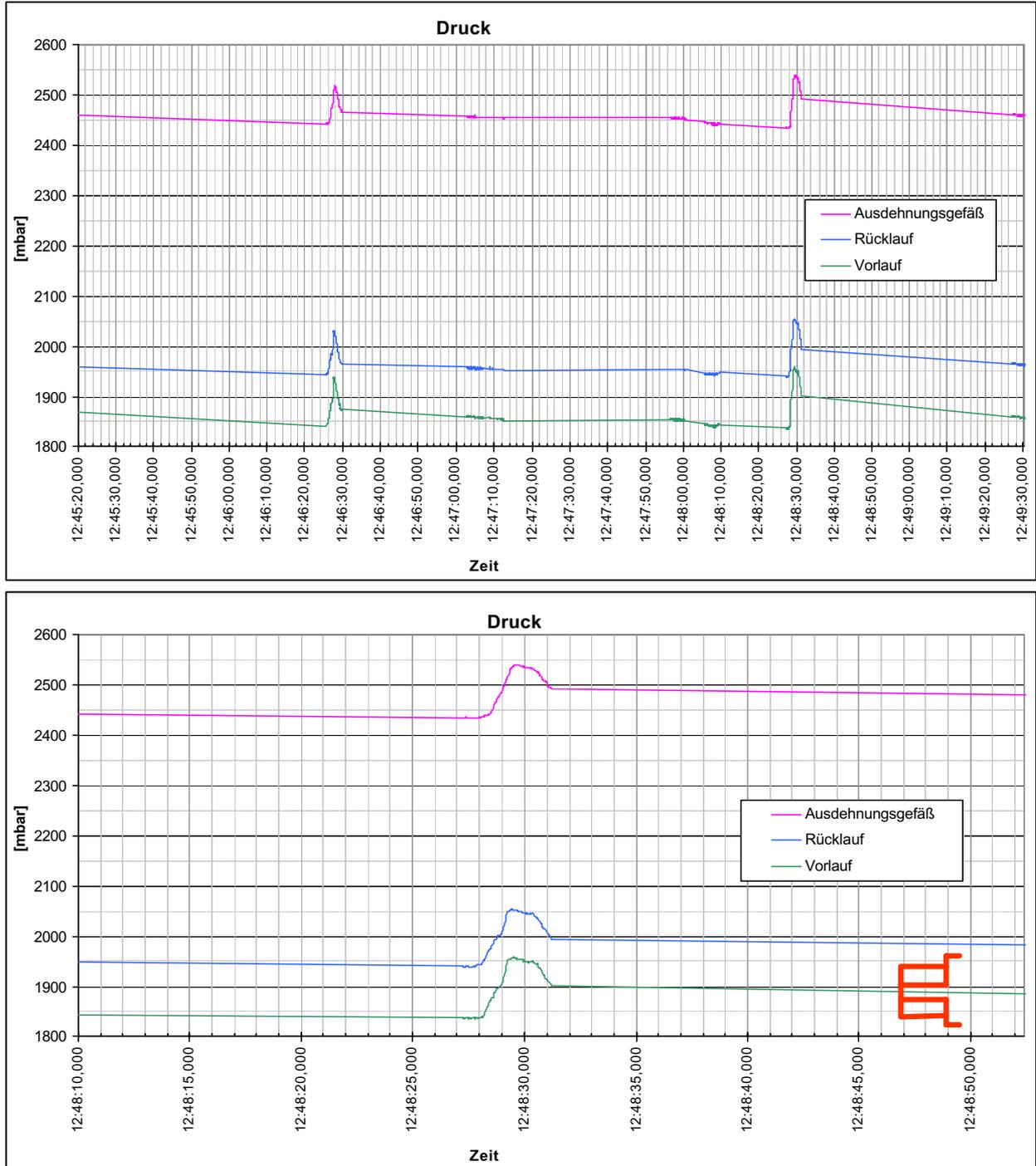


Abbildung 56: Schnelle Druckereignisse des Testsystems 1B Hor. TM 2S vom 16.7.2001, $p_v = 2,5$ bar abs. geneigter Kollektor. Niedrige Ereignisse $\sim 0,1$ bar etwa in der Mitte der Phase 4: Flüssigkeit läuft in kleinen Mengen über den Rücklauf in den Kollektor zurück. Oben: Übersicht, unten Detail.

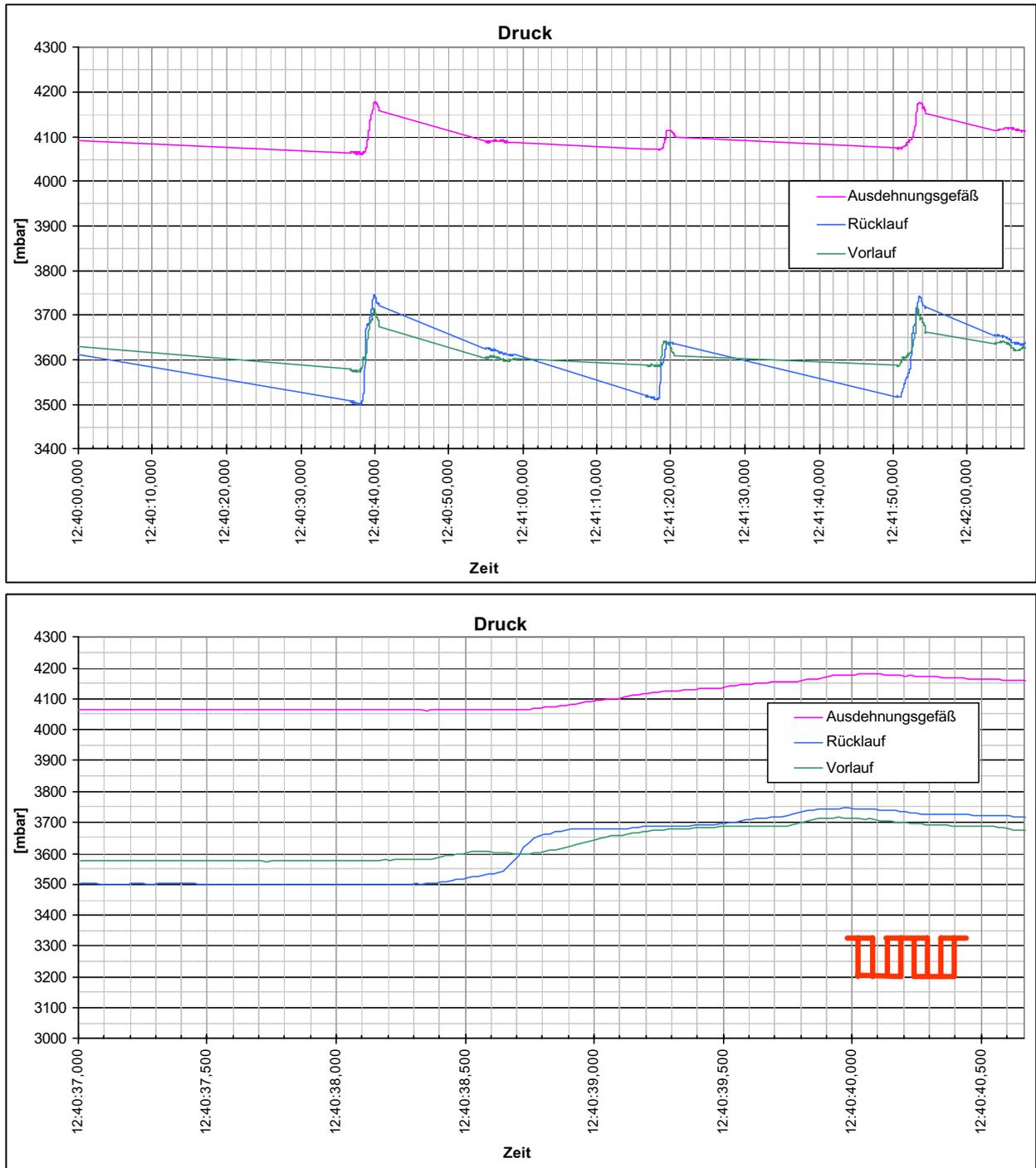


Abbildung 57: Schnelle Druckereignisse des Testsystems 1C Vertik. TM 4S vom 16.7.2001, $p_v = 3,9$ bar abs. Niedrige Ereignisse $\sim 0,2$ bar während Druckmaximum Ende der Phase 3. Oben: Übersicht, unten Detail.

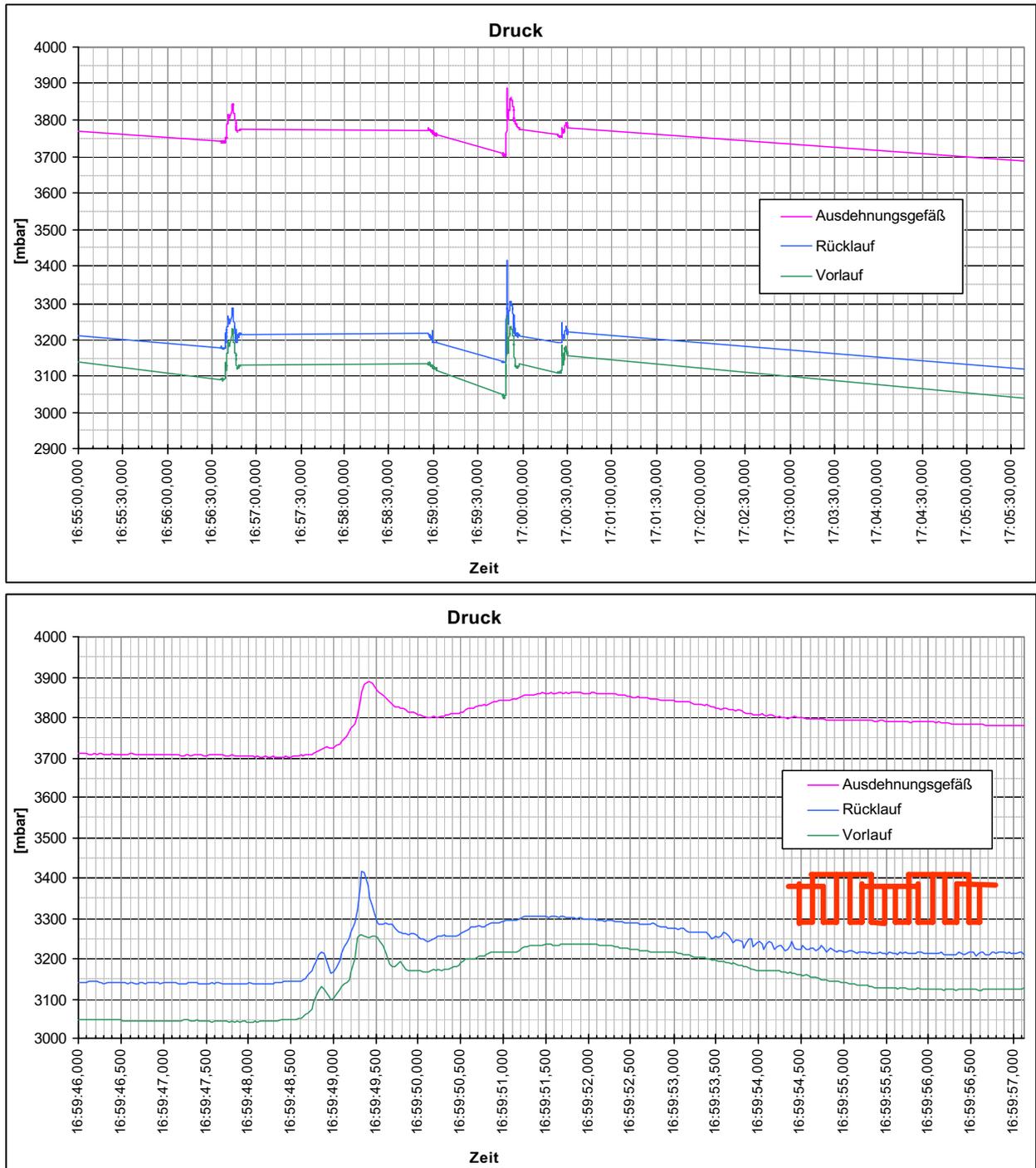


Abbildung 58: Schnelle Druckereignisse des Testsystems 2A Vakuum vom 3.9.2001, $p_v = 3,9$ bar abs. Niedrige Ereignisse $\sim 0,25$ bar Mitte der Phase 5, Wiederbefüllung. Oben: Übersicht, unten Detail.

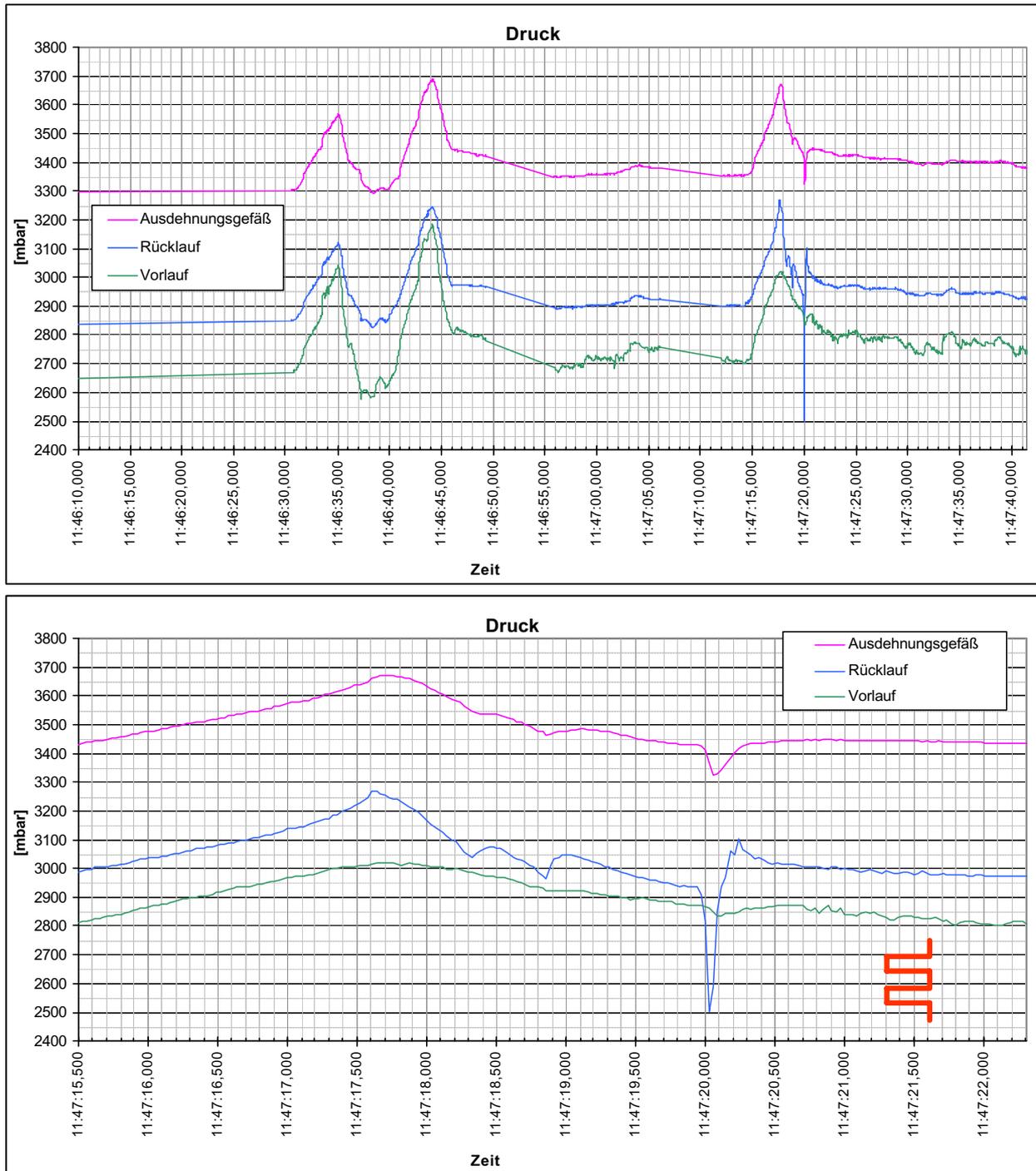


Abbildung 59: Schnelle Druckereignisse des Testsystems 2B Serpentine vom 3.9.2001, $p_v = 3,9$ bar abs. Höhere Ereignisse $\sim 0,6$ bar, Beginn der Phase 2, Flüssigkeit wird durch erste Dampfbildung verdrängt.
Oben: Übersicht, unten Detail.

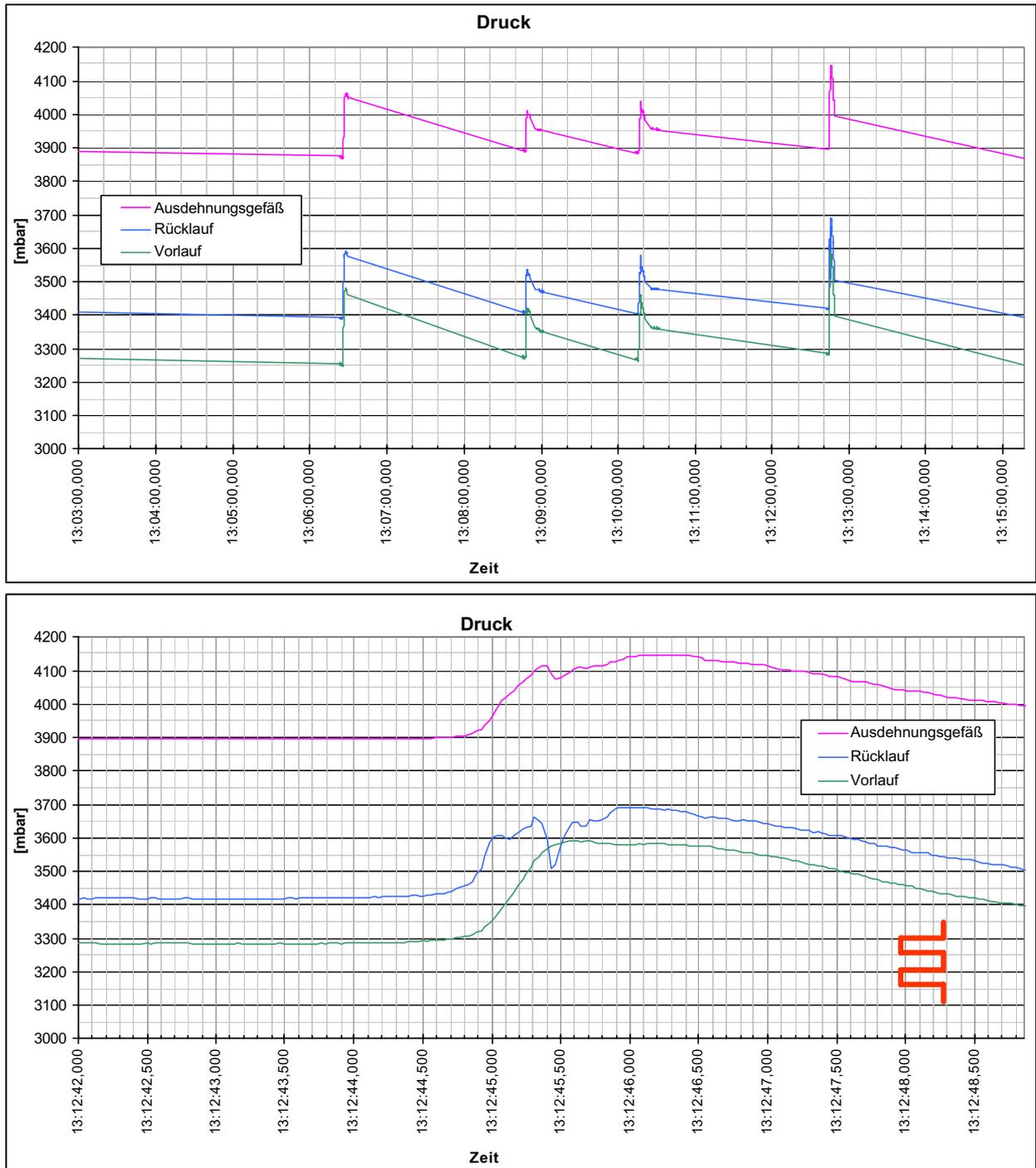


Abbildung 60: Schnelle Druckereignisse des Testsystems 2B Serpentine vom 3.9.2001, $p_v = 3,9$ bar abs. Niedrige Ereignisse $\sim 0,2$ bar, Mitte der Phase 4, Flüssigkeit läuft in kleinen Mengen über den Rücklauf in den Kollektor zurück. Oben: Übersicht, unten Detail.

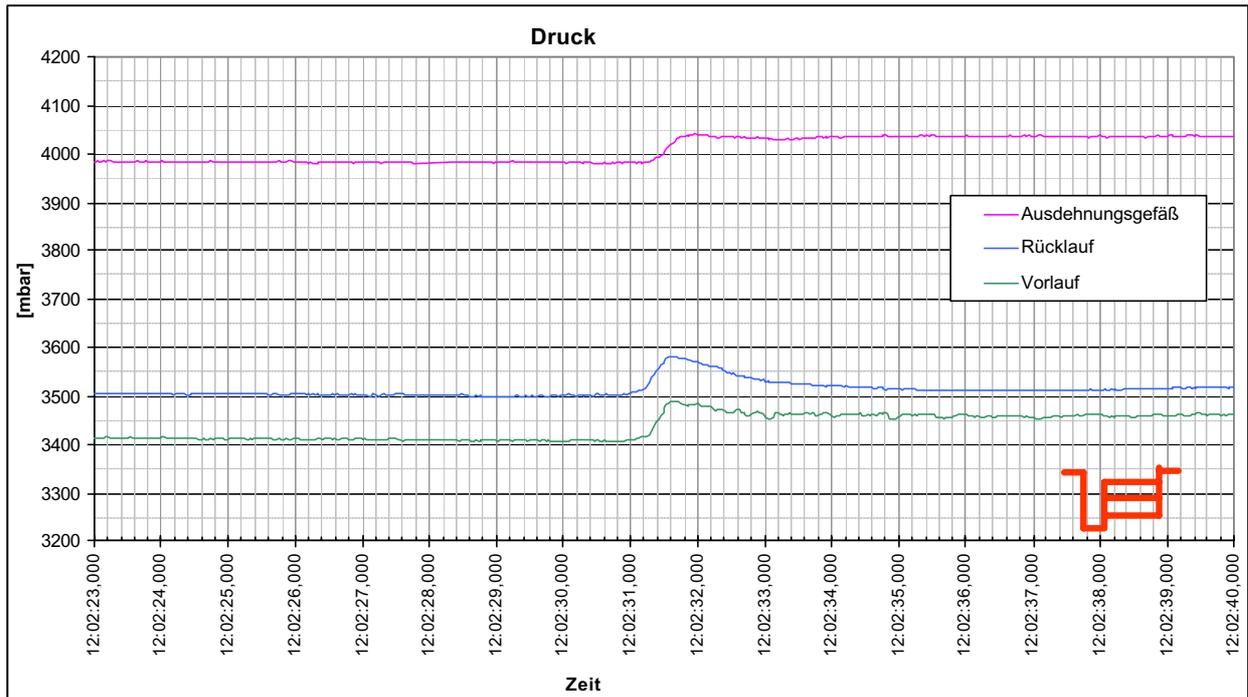


Abbildung 61: Schnelle Druckereignisse des Testsystems 2C Hor. TM vom 3.9.2001, $p_v = 3,9$ bar abs. Sehr selten kleine raschere Ereignisse $\sim 0,1$ bar, Beginn der Phase 4, meist nur langsame Druckschwankungen

3 Beurteilung des Stagnationsverhaltens von aus Einzelkollektoren zusammengesetzten Kollektorfeldern

In der zweiten Messperiode (Sommer 2002) wurden Untersuchungen an zu größeren Feldern (24 m²) in unterschiedlicher Art verschalteten Einzelkollektoren (je 6 m²) durchgeführt. Dabei stand neben der Entwicklung bzw. Definition von möglichst günstigen Kollektoren (hinsichtlich Normalbetrieb und Stagnationsverhalten) im Vordergrund, technisch (hinsichtlich repräsentativer Schaltungen in größeren Anlagen) geeignete und zu vernünftigen Produktionskosten herstellbare Kollektoren auszuwählen. Aufbauend auf den Ergebnissen der ersten Messperiode (Sommer 2001) sowie auf wichtigen Inputs der beteiligten Unternehmen, wurden die Testkollektoren und Schaltungen für die zweite Messperiode definiert.

3.1 Optimierung von Einzelkollektoren - Zusammenhänge zwischen Kollektorwirkungsgrad im Normalbetrieb und Stagnationsverhalten

Wie die bisherigen Untersuchungen gezeigt haben, wird ideales Entleerungsverhalten von Kollektoren erreicht, die senkrechte Absorberrohre, einen unten liegenden Rücklaufanschluss und einen oben liegenden Vorlaufanschluss haben (Harfenschaltung). Größere Felder sollten nach bisherigen Erkenntnissen parallel verschaltet werden. Dies entspricht auch den Prinzipien der „Drain-Back“ Systeme, die im Falle von Pumpenstillstand selbsttätig durch Einwirkung der Schwerkraft vollständig entleert und belüftet werden.

Solche Kollektorfelder haben jedoch nur sehr kurze hydraulische Längen, d. h. es werden bei den geforderten spezifischen Durchflussraten von etwa 10-30 kg/m²h für Low-Flow Systeme bzw. 30-60 kg/m²h für High-Flow Systeme nur sehr geringe Strömungsgeschwindigkeiten in den Absorberrohren erreicht. Mit der damit gegebenen laminaren Strömung verschlechtert sich der Wärmeübergang zwischen Rohr und Medium wesentlich und der Kollektorwirkungsgrad sinkt stark ab.

Mit dem von der AEE INTEC entwickeltem Programmpaket „SOLAR-KOLLEKTOR-THEORIE“ (entsprechend der Literatur aus Duffie, Beckman), (Duffie, Beckman, 1991) wurde für einen Harfen- und einen Serpentinenkollektor der Kollektorwirkungsgrad in Abhängigkeit von geometrischen und strömungstechnischen Parametern errechnet.

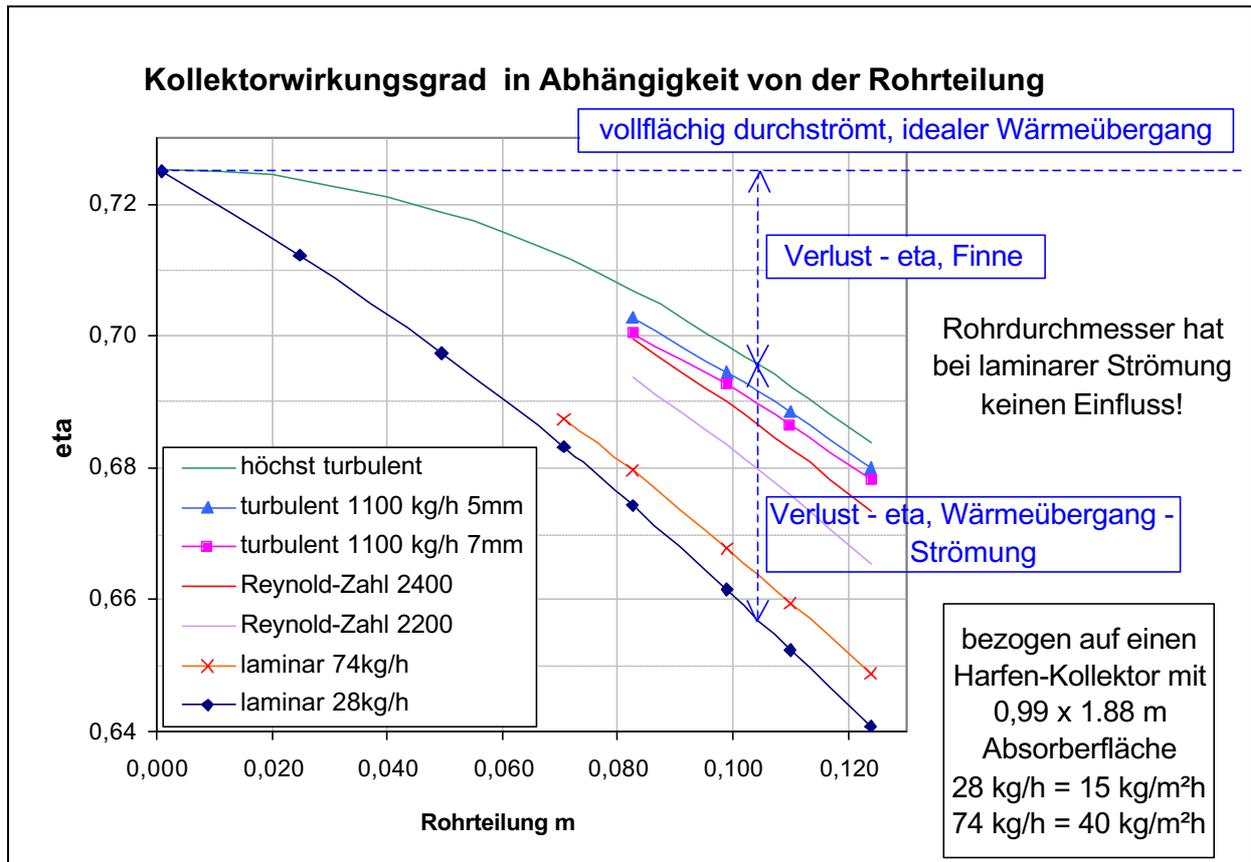


Abbildung 62: Abhängigkeit des Kollektorwirkungsgrades eines Harfenkollektors von Rohrteilung, Rohrrinnendurchmesser (Standard: 7 mm) und Strömungsparametern für einen bestimmten, häufig auftretenden Betriebszustand (Strahlung: 800 W/m², Umgebungstemperatur: 20 °C, Temperatur des Mediums: 50 °C), Finnenblech: Cu 0,2 mm.

In Abbildung 62 ist der theoretische Kollektorwirkungsgrad in Abhängigkeit von der Rohrteilung eines Harfenkollektors für einen ausgewählten Betriebspunkt dargestellt. Man erkennt, dass die Absorbergeometrie (diese ist im wesentlichen durch Rohrteilung und Blechdicke gegeben) einen bedeutenden festen Verlustfaktor darstellt, aber auch die Strömungsverhältnisse im Rohr etwa gleich bedeutende Verluste bringen können, wenn letztere in das tief laminare Gebiet (insbesondere für Low-Flow Systeme) wechseln.

Kollektorfelder, mit auf besten Wirkungsgrad optimierten hydraulischen Längen, erreichen bei einem in diesem Beispiel ausgewählten Betriebspunkt in der Regel Wirkungsgrade knapp oberhalb der Grenze für turbulente Strömung (Reynoldszahl >2320). Im Kontrast dazu ist bei parallel geschalteten Harfenkollektoren ein bedeutender zusätzlicher Wirkungsgradverlust um etwa 3 – 4 % zu erwarten.

Um diesen strömungsbedingten Wirkungsgradverlust auszugleichen, könnte der Rohrabstand vermindert werden (z. B. von 120 auf etwa 80 mm) - eine Verringerung des inneren Rohrdurchmessers bringt im laminaren Gebiet keine Wirkungsgradverbesserung. Mit der Verringerung des Rohrabstandes wäre aber eine Kostensteigerung verbunden, die durch eine kleinere Rohrdimension möglicherweise zum Teil aufgefangen

werden könnte. Kleinere Rohrdimensionen hätten dann auch Vorteile bezüglich der Gleichmäßigkeit der Strömungsverteilung auf die einzelnen Harfenrohre.

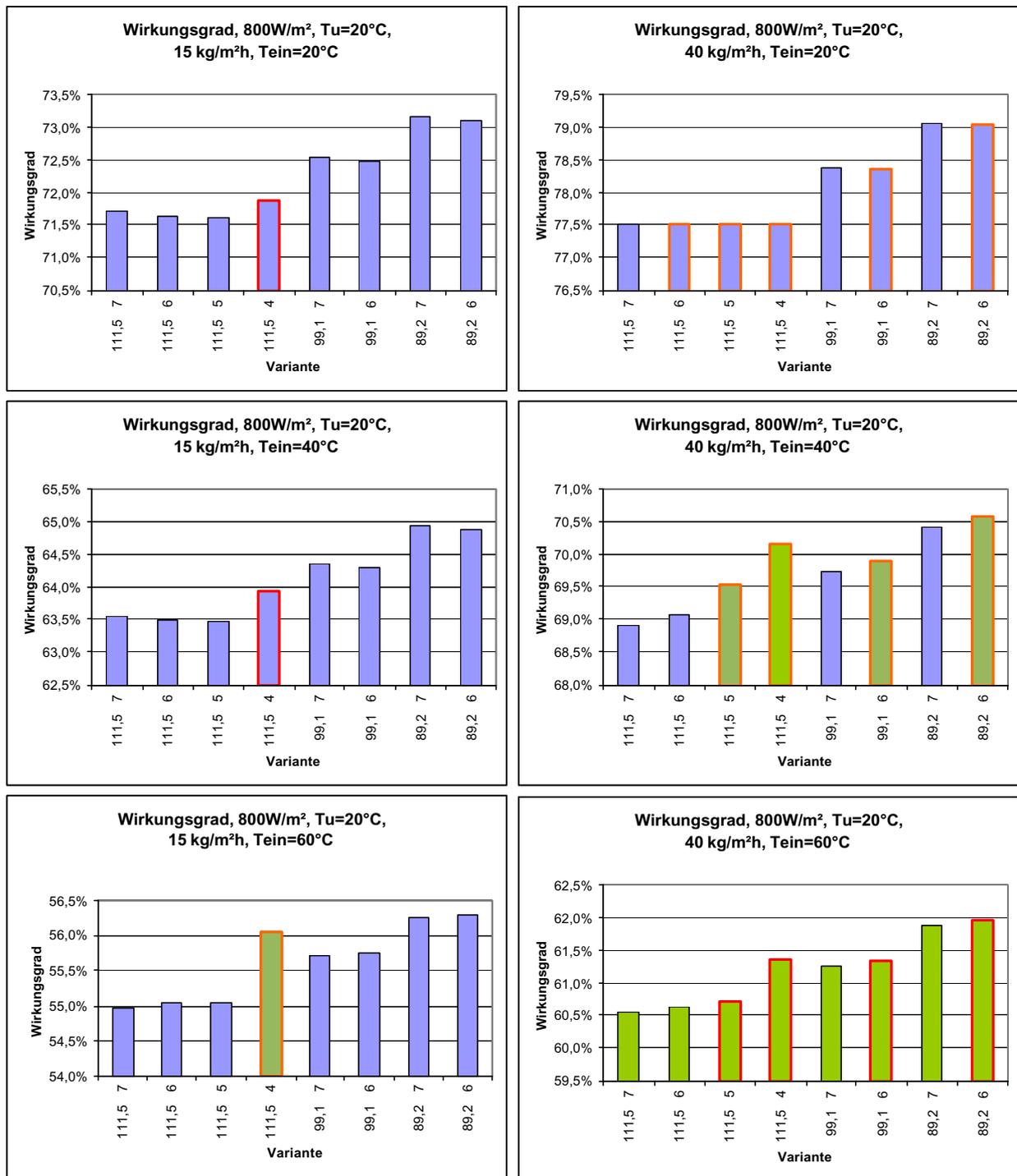


Abbildung 63: Abhängigkeit des Kollektorwirkungsgrades eines Serpentinensamplers von Rohrteilung (Variante unterer Wert), innerer Rohrdurchmesser (Variante oberer Wert), spez. Durchfluss und Kollektoreintrittstemperatur. Strahlung: 800 W/m², Umgebungstemperatur: 20 °C. Blaue Balken: laminare Strömung, grüne Balken: turbulente Strömung, blau-grüne Balken: laminar-turbulente Strömung. Rot eingrahmter Balken: zu hoher Druckverlust, auch für reine Parallelschaltung (>3 m WS). Rechte Reihe: High-Flow, Linke Reihe: Low-Flow. Kollektor-Eintrittstemperaturen: 20, 40, 60 °C, Finnenblech: Cu 0,2 mm.

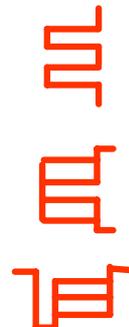
Die in Abbildung 63 gezeigten theoretischen Wirkungsgrade eines Serpentin-kollektors (Standard entsprechend Testkollektor 2B, Rohrteilung: 111,5 mm, innerer Rohrdurchmesser: 7 mm) zeigen für den Low-Flow-Fall, dass, vorausgesetzt diese Kollektoren werden nur parallel geschaltet, ausschließlich laminare Strömung mit entsprechend niedrigeren Wirkungsgraden auftritt und nur durch Verringerung des Rohrabstandes eine Verbesserung möglich ist. Ähnliches gilt für den High-Flow-Fall, bei dem bei höheren Temperaturen aber bereits turbulente Strömung auftritt. Wie beim Harfenkollektor ist eine Verringerung des Rohrdurchmessers zur Wirkungsgradverbesserung nicht zielführend.

3.2 Testkollektoren und Versuchsanordnung in der zweiten Messperiode (Sommer 2002)

Da die Testkollektoren 1B Hor. TM 2S und 2C Hor. TM große wirtschaftliche Bedeutung haben und als Einzelkollektoren brauchbares Entleerungsverhalten aufwiesen, wurden diese im Einvernehmen mit den Industriepartnern in die Untersuchungen der zweiten Messperiode aufgenommen. Bei allen Kollektoren kann durch entsprechende Serienschaltung auf einfache Weise eine für einen guten Wirkungsgrad notwendige große hydraulische Länge erreicht werden.

Die aus diesen Gründen ausgewählten Testkollektoren für Schaltungsverbände größerer Anlagen waren somit:

- Testkollektor 2B Serpentine (wie Abbildung 12 jedoch mit optimierter Rohrteilung (79,2 mm), siehe Kapitel 3.1)
- Testkollektor 1B Hor. TM 2S (Abbildung 9)
- Testkollektor 2C Hor. TM (Abbildung 13)



Den Untersuchungen an den Kollektorfeldern galt folgendes Hauptaugenmerk::

- Die messtechnische Erfassung des Entleerungsverhaltens der drei repräsentativen Flachkollektortypen mit unterschiedlicher externer Verschaltung.
- Die Ermittlung der Kennzahlen zur Bewertung des Entleerungsverhaltens der Kollektorfelder.
- Die Ermittlung typischer Eigenschaften der unterschiedlichen Verschaltungsvarianten hinsichtlich ihres Entleerungsverhaltens.
- Die messtechnische Erfassung von hochfrequenten Druckänderungen während Anlagenstagnation (Erfassung von Kondensationsschlägen)

- Die messtechnische Erfassung von akustischen Belastungen, die häufig infolge von Kondensationsschlägen auftreten.
- Die Diskussion der Ergebnisse mit den beteiligten Industriepartnern und Definition von Systemen mit optimiertem Stagnationsverhalten.

Von der aus der ersten Messperiode vorgegebenen Versuchsanordnung (Abbildung 3) ausgehend, wurde unter Berücksichtigung der erwarteten wesentlich höheren Dampfleistungen (vierfache Kollektorfläche), die wiederum größere Rohrlängen zum Erreichen des Messbereiches bedingen, die in Abbildung 64 dargestellte Versuchsanordnung erstellt. Durch die teilweise Parallelschaltung der aus der ersten Messperiode vorhandenen Vor- und Rücklaufrohre wurde der erwartete Messbereich realisiert.

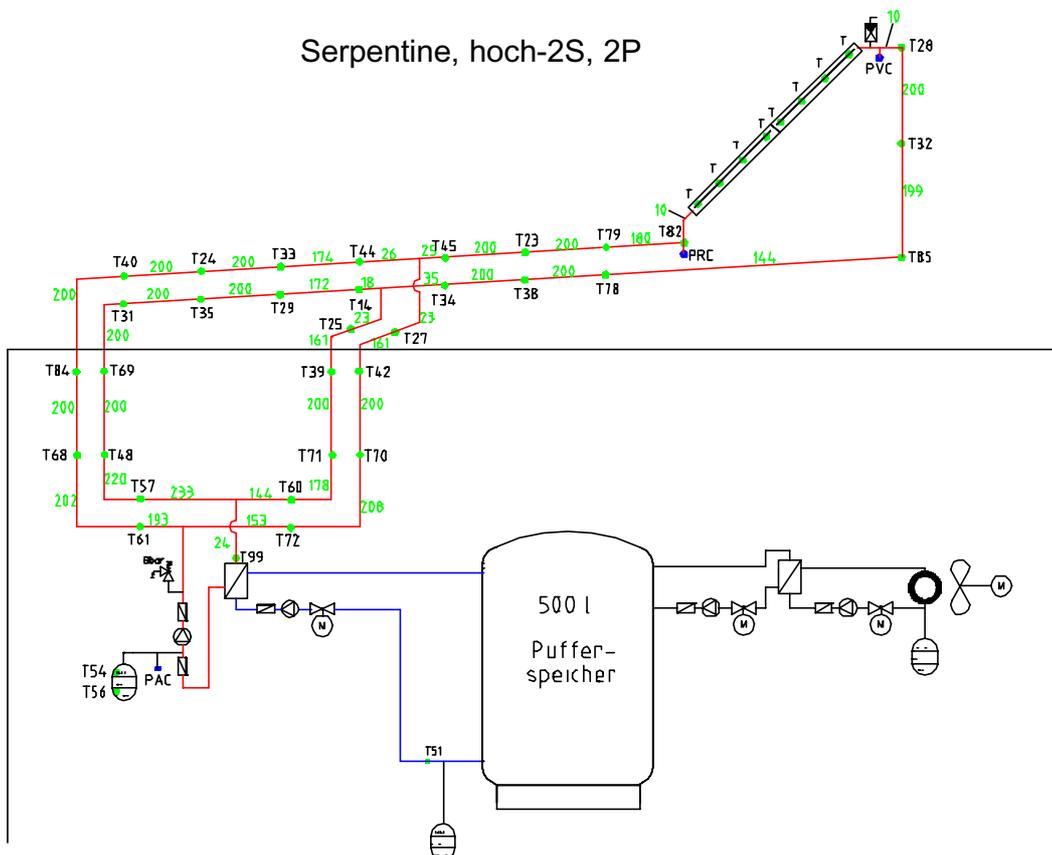


Abbildung 64: Ansicht der Versuchsanordnung – zweite Messperiode – Testkollektoren und Systemhydraulik, am Beispiel der Verschaltungsvariante Serpentine, hoch-2S, 2P dargestellt.



Abbildung 65: Ansicht der Versuchsanordnung – zweite Messperiode – 4 Testkollektoren, am Beispiel der Verschaltungsvariante Serpentine, hoch-2S, 2P dargestellt.



Abbildung 66: Hydraulische Verbindungsleitungen zwischen den Kollektoren inkl. Temperatursensoren (ungedämmter Zustand).



Abbildung 67: Anordnung von Drucksensoren und Mikrofonen

3.3 Verschaltungsvarianten in der zweiten Messperiode (Sommer 2002)

Die für die zweite Messperiode ausgewählten Einzelkollektoren wurden entsprechend ihrer Konzeption in unterschiedlicher Weise (Serien-, Parallelschaltungen) mehrfach zu Gruppen zu je vier Kollektoren zusammenschaltet. Die Auswahl dieser Varianten erfolgte entsprechend ihrer Bedeutung in der praktischen Anwendung.

Aufgrund der zur Verfügung stehenden Zeit (Mai bis September) und der möglichen Wetter-Unsicherheiten bezüglich der Auswertbarkeit der Messungen, wurde die Anzahl der Messreihen auf acht Varianten mit jeweils ein bis maximal zwei Anlagen-Druckstufen festgelegt.

Hinsichtlich einer übersichtlichen Nomenklatur wurde jede der Varianten mit einer eindeutigen **vollständigen Kurzbezeichnung** versehen:

Im **ersten Teil** der Kurzbezeichnung ist der **Einzelkollektor** gekennzeichnet:

- Serpentine (nach Abbildung 12 , jedoch Rohrabstand 79,2 mm), bzw. 
- Hor. TM2S (Abbildung 9), bzw. 
- Hor. TM (Abbildung 13) 

Nach einem **Komma** erfolgt im **zweiten Teil** der Kurzbezeichnung die Kennzeichnung der Verschaltung zweier Einzelkollektoren zu einer **Untergruppe**:

- 2S zwei serielle Einzelkollektoren nebeneinander
- hoch-2S zwei serielle Einzelkollektoren übereinander
- Reihen-2S zwei serielle Einzelkollektoren hintereinander
- 2P zwei parallele Einzelkollektoren nebeneinander

Nach einem **Komma** erfolgt im **dritten Teil** der Kurzbezeichnung die Kennzeichnung der **Zusammenschaltung** der zwei Untergruppen:

- Reihen-2S zwei serielle Untergruppen hintereinander
- hoch-2P zwei parallele Untergruppen übereinander
- Reihen-2P zwei parallele Untergruppen hintereinander
- 2P zwei parallele Untergruppen (relative Lage bereits im zweiten Teil der Kurzbezeichnung festgelegt)

3.3.1 Verschaltungsvarianten mit dem Serpentinenkollektor



Anlagenfülldruck bar abs.

- Serpentine, hoch-2S, 2P (Abbildung 68) 2,8 4,2
Messzeitraum: 17.4.2002 – 20.5.2002
- Serpentine, 2P, Reihen-2P (Abbildung 69) 2,8 4,2
Messzeitraum: 24.5.2002 – 16.6.2002
- Serpentine, 2P, Reihen-2S (Abbildung 70) 4,2
Messzeitraum: 17.6.2001 – 1.7.2001

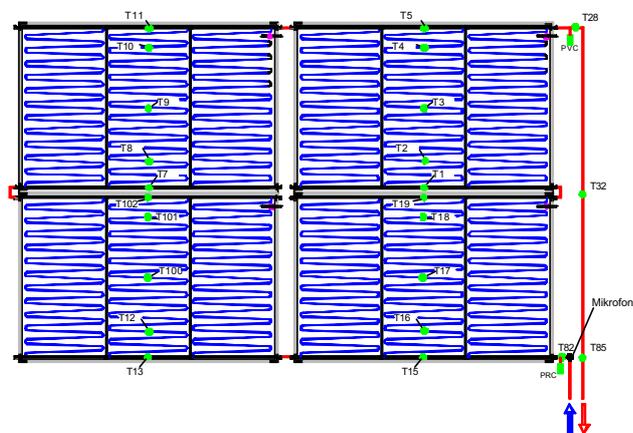


Abbildung 68: Kollektorfeld für Serpentine, hoch-2S, 2P, Kollektoren auf einer Fläche übereinander angeordnet; inklusive Drucksensoren und Mikrofonanordnung;

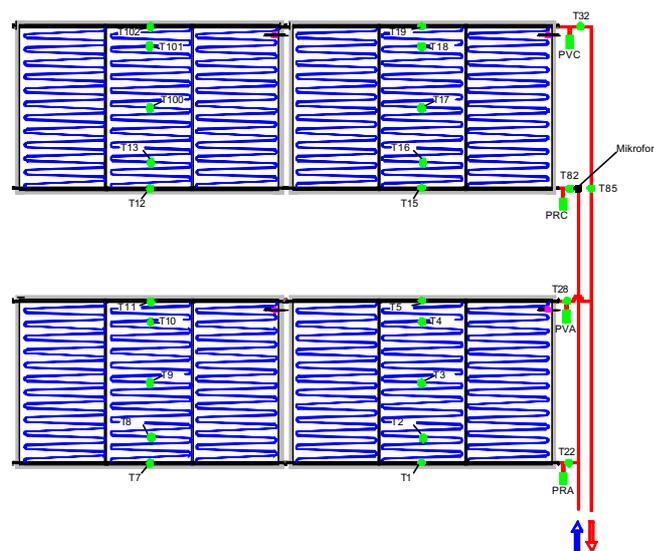


Abbildung 69: Kollektorfeld für Serpentine, 2P, Reihen-2P, Kollektoren in zwei Reihen hintereinander angeordnet; inklusive Drucksensoren und Mikrofonanordnung;

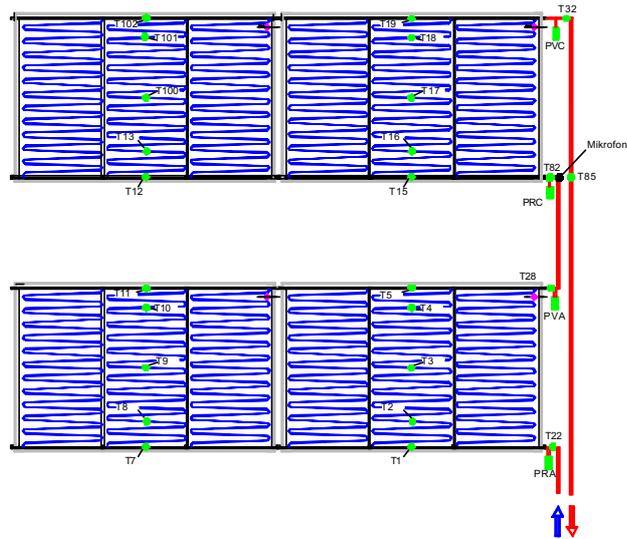


Abbildung 70: Kollektorfeld für Serpentine, 2P, Reihen-2S, Kollektoren in zwei Reihen hintereinander angeordnet; inklusive Drucksensoren und Mikrofonanordnung;

3.3.2 Verschaltungsvarianten mit dem Kollektor Hor. TM2S

Anlagenfülldruck bar abs.

- Hor. TM2S, Reihen-2S, 2P (Abbildung 71) 4,2
Messzeitraum: 5.7.2002 – 14.7.2002
- Hor. TM2S, hoch-2S, 2P (Abbildung 72) 4,2
Messzeitraum: 16.7.2002 – 28.7.2002

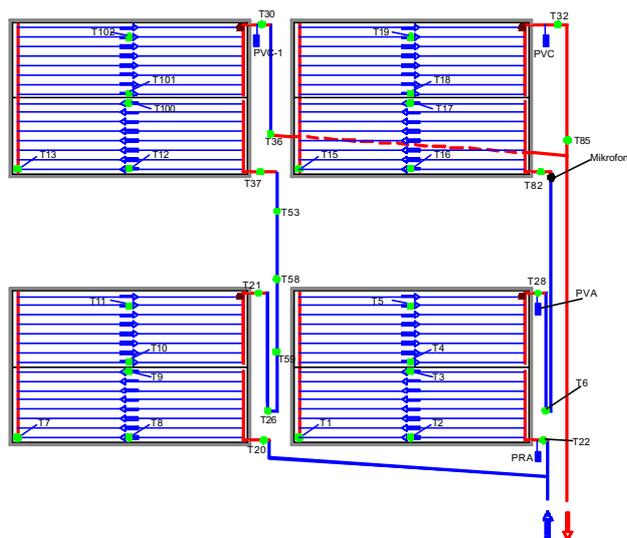


Abbildung 71: Kollektorfeld für Hor. TM2S, Reihen-2S, 2P, Kollektoren in zwei Reihen hintereinander angeordnet; inklusive Drucksensoren und Mikrofonanordnung;

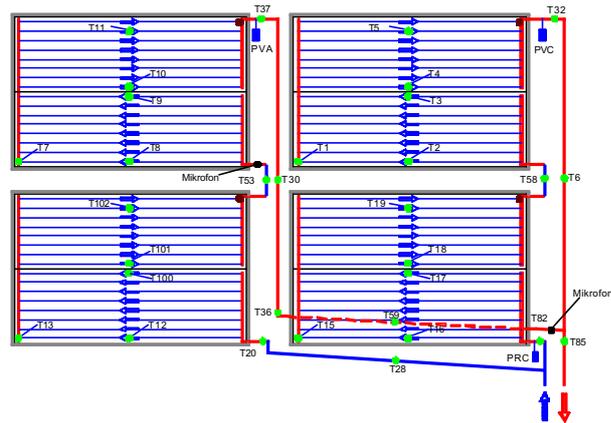


Abbildung 72: Kollektorfeld für Hor. TM2S, hoch-2S, 2P, Kollektoren auf einer Fläche übereinander angeordnet; inklusive Drucksensoren und Mikrofonanordnung;

3.3.3 Verschaltungsvarianten mit dem Kollektor Hor. TM



Anlagenfülldruck bar abs.

- Hor. TM, 2S, hoch-2P (Abbildung 73) 4,2
Messzeitraum: 1.8.2002 – 19.8.2002
- Hor. TM, 2S, Reihen-2P (Abbildung 74) 4,2
Messzeitraum: 22.8.2002 – 8.9.2002
- Hor. TM, 2S, Reihen-2S (Abbildung 75) 2,8 3,2*) 4,2
Messzeitraum: 9.9.2001 – 20.10.2001

*) Ein Messpunkt aus einem Zeitraum in dem der Anlagendruck noch nicht endgültig eingestellt war, stand zur Auswertung zur Verfügung.

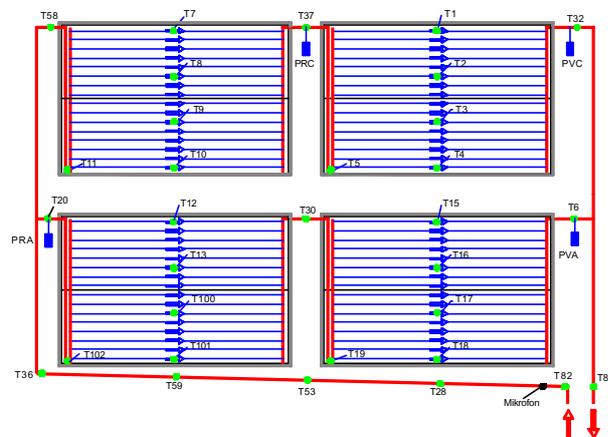


Abbildung 73: Kollektorfeld für Hor. TM, 2S, hoch-2P, Kollektoren auf einer Fläche übereinander angeordnet; inklusive Drucksensoren und Mikrofonanordnung;

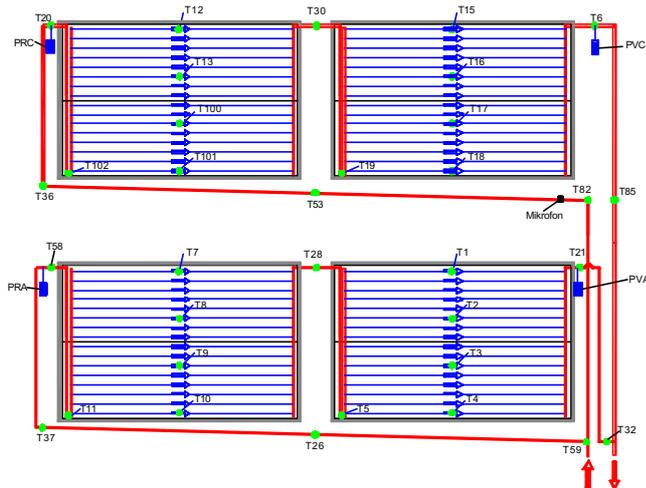


Abbildung 74: Kollektorfeld für Hor. TM, 2S, Reihen-2P, Kollektoren in zwei Reihen hintereinander angeordnet; inklusive Drucksensoren und Mikrofonanordnung;

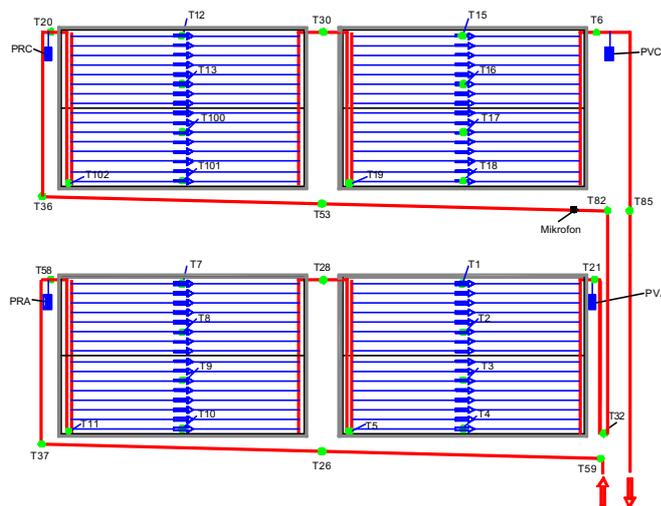


Abbildung 75: Kollektorfeld für Hor. TM, 2S, Reihen-2S, Kollektoren in zwei Reihen hintereinander angeordnet; inklusive Drucksensoren und Mikrofonanordnung;

3.4 Messergebnisse der zweiten Messperiode

Die vorhin beschriebenen Versuchsanordnungen wurden umfangreichen messtechnischen Untersuchungen unterzogen. Aufgrund der großen Menge von Versuchsanordnungen und der grundsätzlich ähnlichen Temperatur- und Druckverläufe wie schon aus der ersten Messperiode bekannt, wurde hier auf eine beispielhafte Darstellung für die einzelnen Anordnungen verzichtet. Viel mehr werden in der Folge schwerpunktmäßig die Auswertung und Ermittlung der wesentlichen Kennzahlen für unproblematisches Stagnationsverhalten (Dampfreichweite, spezifische Dampfleistung,

Restflüssigkeitsmenge, etc.) gezeigt sowie interessante, schnelle Druckereignisse diskutiert und visualisiert.

3.4.1 Quantitative Auswertung der Messdaten

Die quantitative Auswertung der Messungen, insbesondere die Berechnung des **Dampfvolumens**, erfolgte in gleicher Weise wie bereits bei der ersten Messperiode beschrieben wurde (Kapitel 2.6.2.1).

Die Berechnung der **Dampfreichweite** in den Vor- und Rücklaufleitungen erfolgte für die erste Messperiode aus dem Dampfvolumen unter der Annahme, dass zum Zeitpunkt des Druckmaximums nur mehr eine nicht mehr ins Gewicht fallende Restflüssigkeitsmenge im Kollektor vorhanden ist - Kapitel 2.6.2.2). Dies konnte für die erste Messperiode durch die Messungen der Temperaturverteilung dieser Rohre bestätigt werden.

Bei der zweiten Messperiode traf bei einigen Verschaltungsarten diese Annahme nicht mehr zu. Bei Verschaltungsarten bei denen zwischen den Einzelkollektoren tieferliegende Rohrleitungen auftreten, kommt es zu einer Behinderung der Entleerung (durch die Schwerkraft) von einzelnen Bereichen (meist unten liegende Sammelrohre) von Einzelkollektoren. Die reale unter Dampf stehende Rohrlänge (die auch Verbindungsleitungen zwischen den Einzelkollektoren enthält) ist dann deutlich größer als die aus dem Dampfvolumen unter obiger Annahme errechnete Dampfreichweite. In diesen Fällen mussten zur Auswertung der Reichweite die Messungen der Temperaturverteilungen in den Vorlauf-, Rücklauf- und Verbindungsrohren herangezogen werden. Aus dieser Reichweite und dem bereits bekannten Dampfvolumen war es möglich, einen Richtwert für die Restflüssigkeitsmenge abzuschätzen. Da die Auflösung der Temperaturverteilungsmessung nur beschränkt ist (Abstand der Temperaturmesspunkte etwa 2m), tritt hier eine größere Streuung der Ergebnisse auf.

Die Berechnung der **Dampfleistung** erfolgte in gleicher Weise wie bereits bei der ersten Messperiode beschrieben wurde (Kapitel 2.6.2.3). Ebenso wurde bei der Auswertung der Einflussgröße **Strahlungsleistung** die in Kapitel 2.6.2.4 beschriebene Zeitkonstante für Flachkollektoren von 1,5 min wieder in Rechnung gestellt.

Bei den **regressionsanalytischen Auswertungen** gibt es, bedingt durch die vergleichsweise meist kurzen Messzeiträume der einzelnen Varianten mit teils ungünstiger Witterung, im Vergleich zur ersten Messperiode (Kapitel 2.6.2.5) Einschränkungen in der statistisch gesicherten Auswertbarkeit, weshalb sich mit mathematischen Modellen beholfen werden musste:

- Der Einfluss der **Umgebungstemperatur** war, obwohl er nach wie vor gegeben ist, nicht mehr gesichert erchenbar und konnte daher bei der Auswertung nicht mehr in ähnlicher Form berücksichtigt werden. Es wird deshalb in den Diagrammen die mittlere Umgebungstemperatur, für die die Regressionsgerade errechnet wurde, angegeben.

- Der Einfluss der **solaren Strahlung** war bei Varianten, bei denen eine ausreichende Zahl an Messpunkten mit entsprechender Streuung der Strahlungsleistung vorlagen, gut bestimmbar. Bei einzelnen Varianten traf dies nicht zu. Hier mussten gewichtete Mittelwerte (Wichtung: reziproke Reststreuung) des Einflusskoeffizienten vergleichbarer Varianten angegeben werden (siehe Einzelergebnisse).
- Bei den Auswertungen der zweiten Messperiode erwies es sich als zielführender und praxisnäher bei der Ermittlung des Einflusses des **Druckes** anstelle des **Vordrucks** des Ausdehnungsgefäßes den **Anlagenfülldruck** im kalten Zustand zu verwenden. Allerdings konnte aufgrund der Vielzahl der Versuchsvariationen nur bei drei Varianten mehr als eine Druckstufe eingestellt werden. Eine Umrechnung der für die erste Messperiode in Abbildung 42 bis Abbildung 47 bzw. Tabelle 4 gegebenen Einflusskoeffizienten a_v für den Vordruck p_v auf den Einflusskoeffizienten a_i für den Fülldruck p_f kann einfach durch Division durch 1,08 mit ausreichender Genauigkeit erfolgen. Dies ist möglich, da die Anlagenfüllung bei allen Versuchen exakt mit der gleichen Druckanhebung in der niedrigsten Druckstufe erfolgte.

3.4.1.1 Auswertungsergebnisse zur „Maximalen Dampfleistung“

Wie bei der Darstellung der Ergebnisse der ersten Messperiode, werden hier in den folgenden Diagrammen Auswertungsergebnisse der Dampfleistungmaxima dargestellt. Eingezeichnet sind die Ergebnisse der Regressionsanalyse als Regressionsgleichung mit Angabe der doppelten Reststreuung (95% Sicherheit) und als Ausgleichsgeraden für die jeweiligen Fülldruck-Druckstufen. Konnte die Regressionsgleichung nicht mit genügender statistischer Sicherheit errechnet werden (siehe Detailangaben bei den Abbildungen) und wurde deshalb nur eine Näherungsgerade ermittelt, dann ist dies durch die Angabe „+/- n. b.“ (Streuung nicht bestimmbar) gekennzeichnet.

In den zugehörigen Legenden sind die Anlagenfülldrucke im kalten Zustand in bar abs. angegeben, 4,2 Reg bedeutet z. B. 4,2 bar abs. und Regressions- bzw. Ausgleichsgerade.

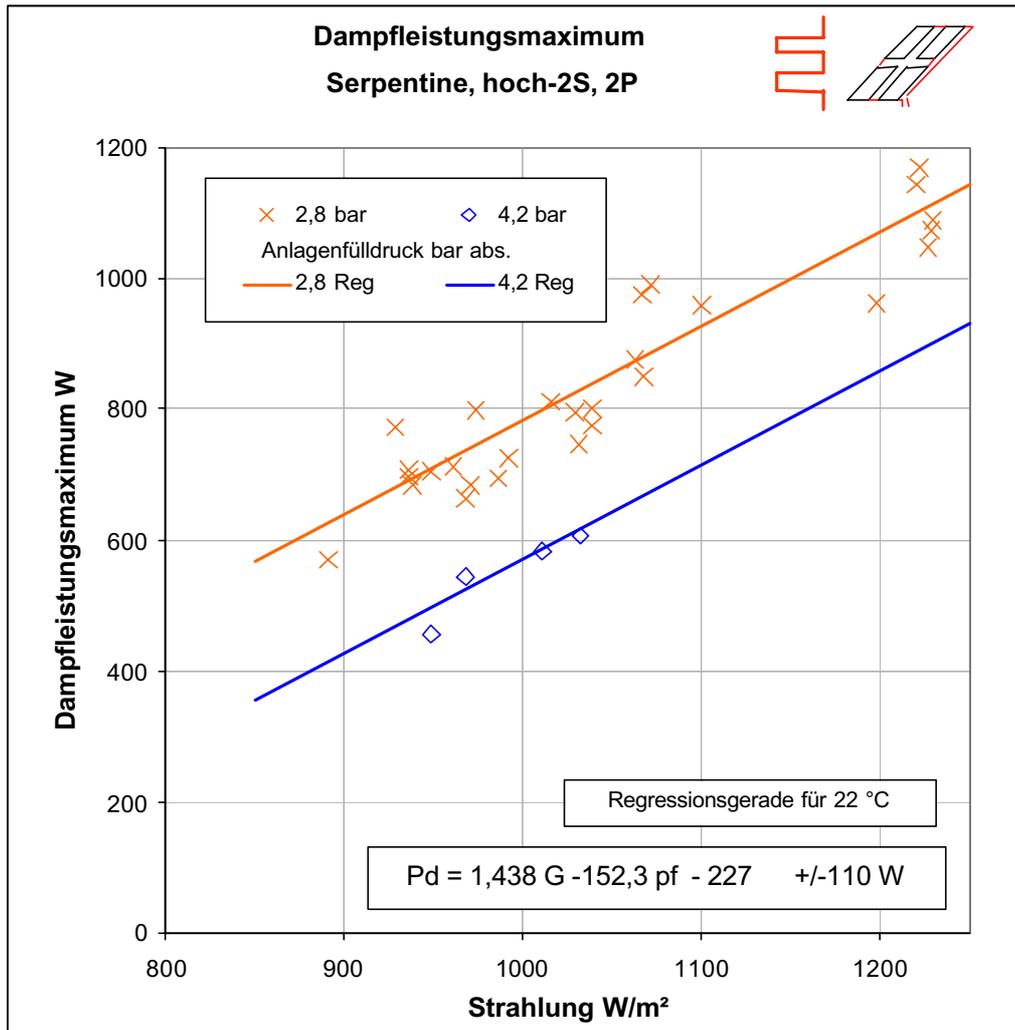


Abbildung 76: Maximale Dampfleistung für die Verschaltungsvariante Serpentine, hoch-2S, 2P in Abhängigkeit von Strahlung und Fülldruck.

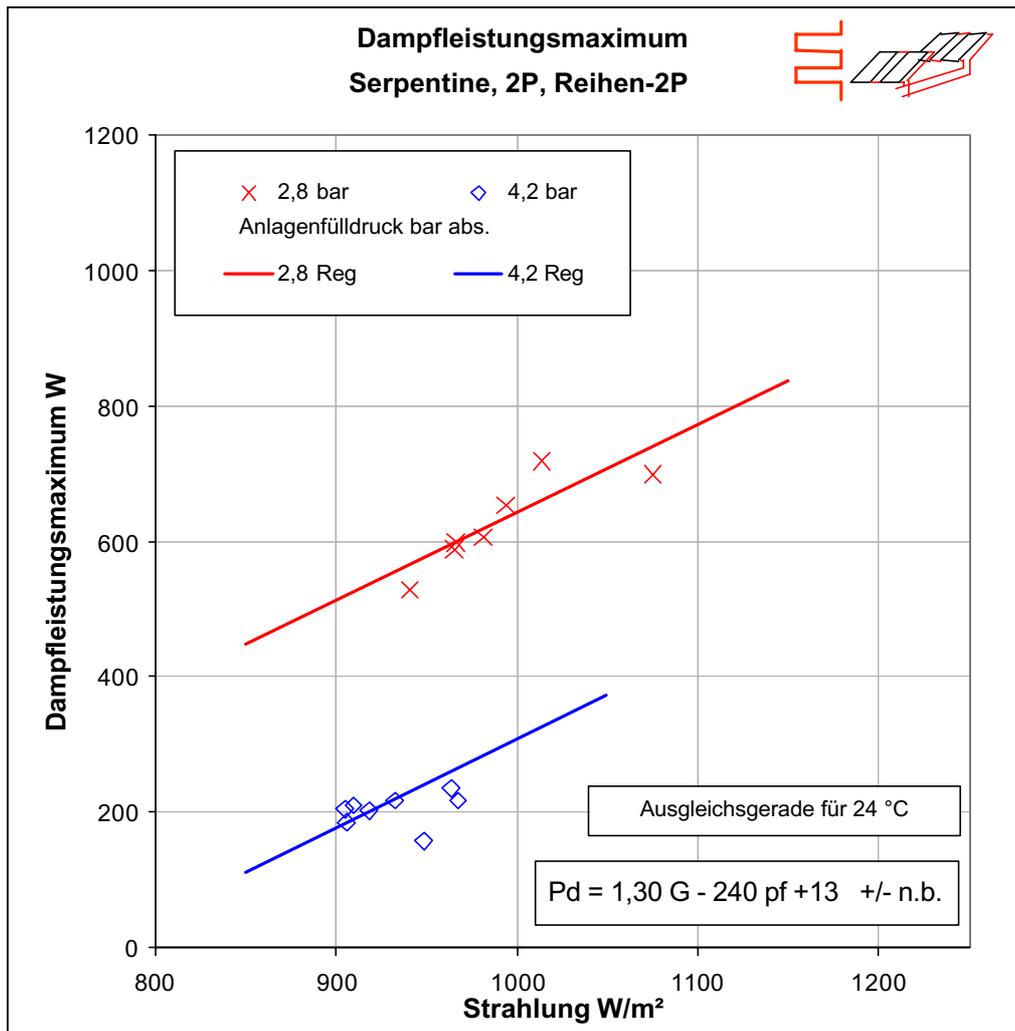


Abbildung 77: Maximale Dampfleistung für die Verschaltungsvariante Serpentine, 2P, Reihen-2P, in Abhängigkeit von Strahlung und Fülldruck.

Da die Streubreite der Strahlungswerte nur einen rel. kleinen Bereich umfasst, wurde für den Regressionskoeffizienten der Strahlung, welcher eine größere statistische Unsicherheit ergab, ein gewichtetes Mittel der regressionsanalytisch ermittelten Koeffizienten aller drei Verschaltungsvarianten mit dem Serpentinensammler in Rechnung gestellt. Der Einflusskoeffizient für den Fülldruck p_f wurde durch einfache analytische Rechnung aus den Mittelwerten der Druckstufen errechnet.

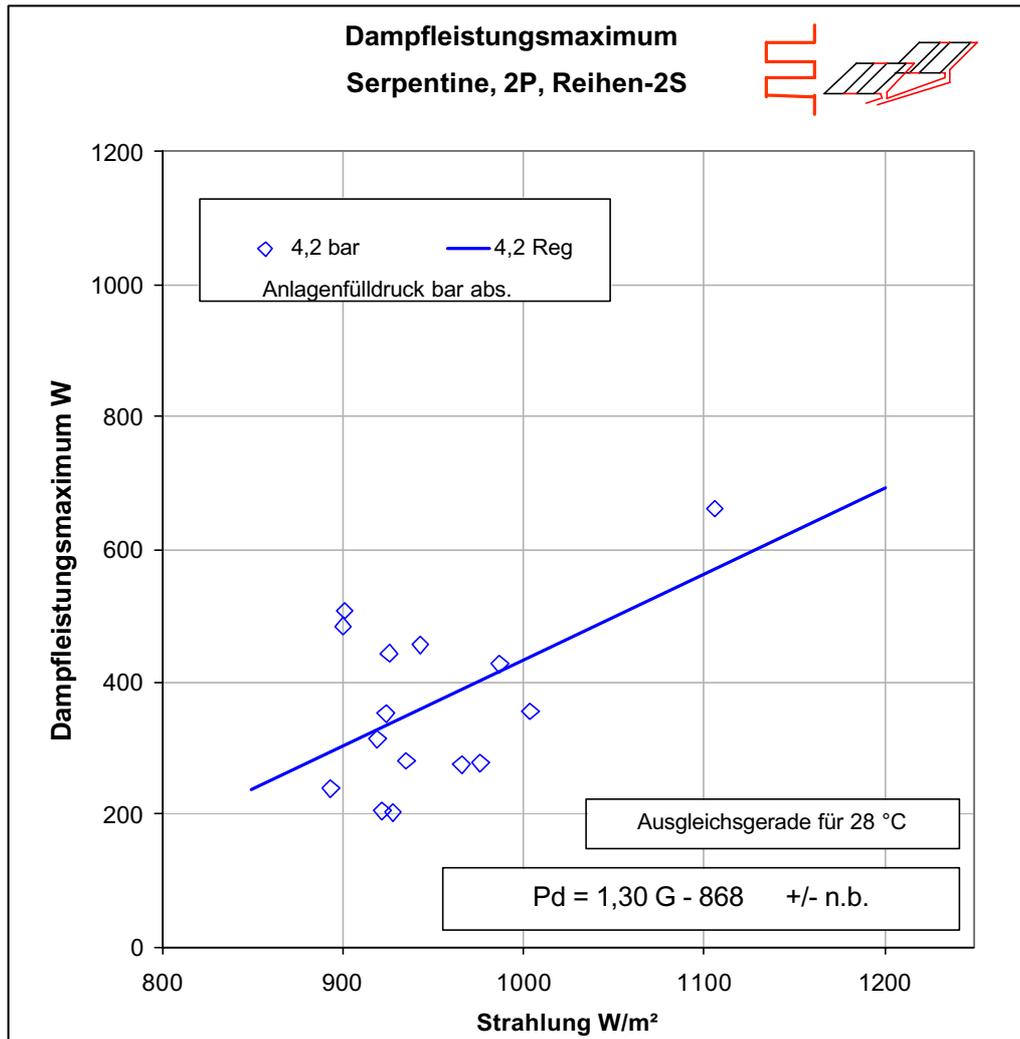


Abbildung 78: Maximale Dampfleistung für die Verschaltungsvariante Serpentine, 2P, Reihen-2S, in Abhängigkeit von der Strahlung.
Die größere Streuung der Einzelpunkte ergibt sich aus der notwendigen Bestimmung der Dampfreichweite aus den Temperaturmessungen der Anschlussrohre (siehe Kapitel 3.4.1)
Für den statistisch nicht errechenbaren Einflusskoeffizienten der Strahlung wurde ein gewichtetes Mittel der regressionsanalytisch ermittelten Koeffizienten aller drei Verschaltungsvarianten mit dem Serpentinenkollektor in Rechnung gestellt.

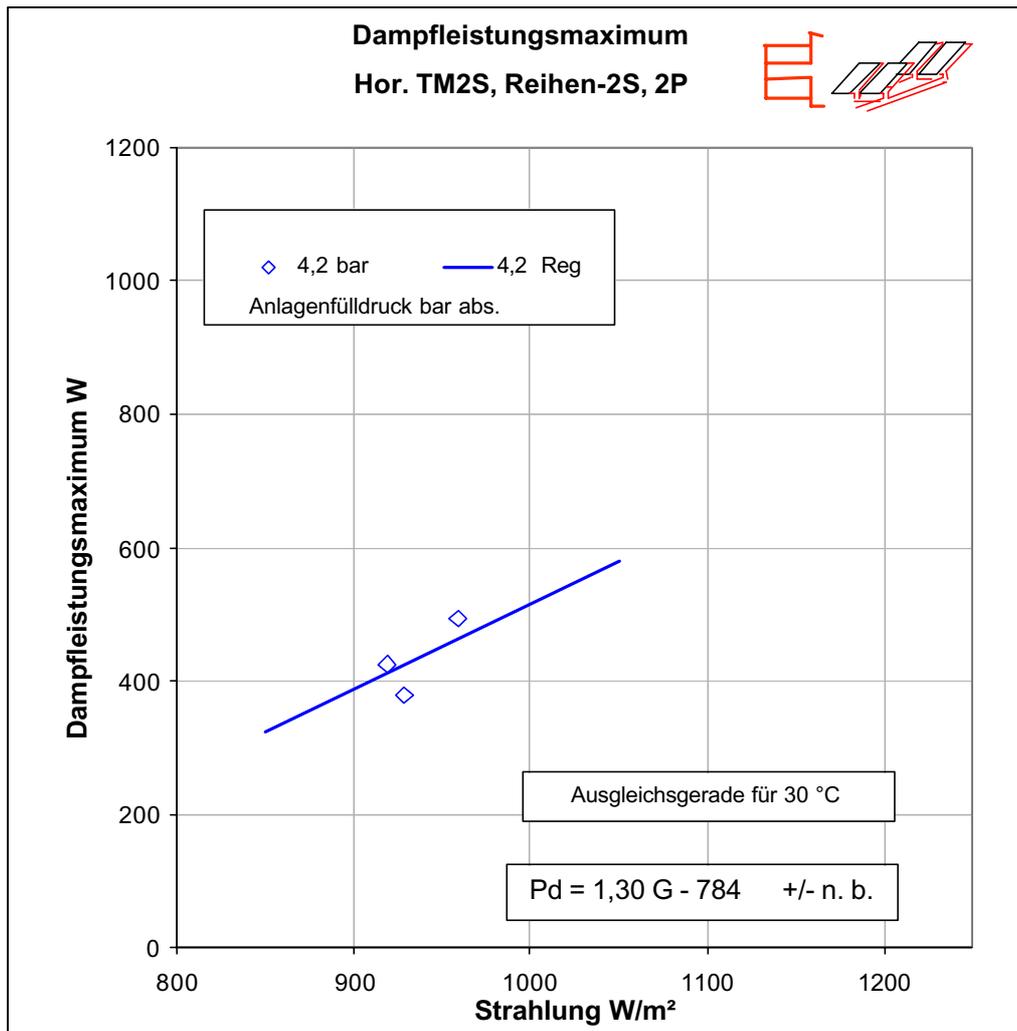


Abbildung 79: Maximale Dampfleistung für die Verschaltungsvariante Hor. TM2S, Reihen-2S, 2P in Abhängigkeit von der Strahlung.

Die Bestimmung der Dampfreichweite musste aus den Temperaturmessungen der Anschlussrohre durchgeführt werden (siehe Kapitel 3.4.1). Aus klimatischen Gründen standen nur drei Messpunkte zur Auswertung zur Verfügung.

Für den statistisch nicht errechenbaren Einflusskoeffizienten der Strahlung wurde ein gewichtetes Mittel der regressionsanalytisch ermittelten Koeffizienten aller drei Verschaltungsvarianten mit dem Serpentinensammler in Rechnung gestellt.

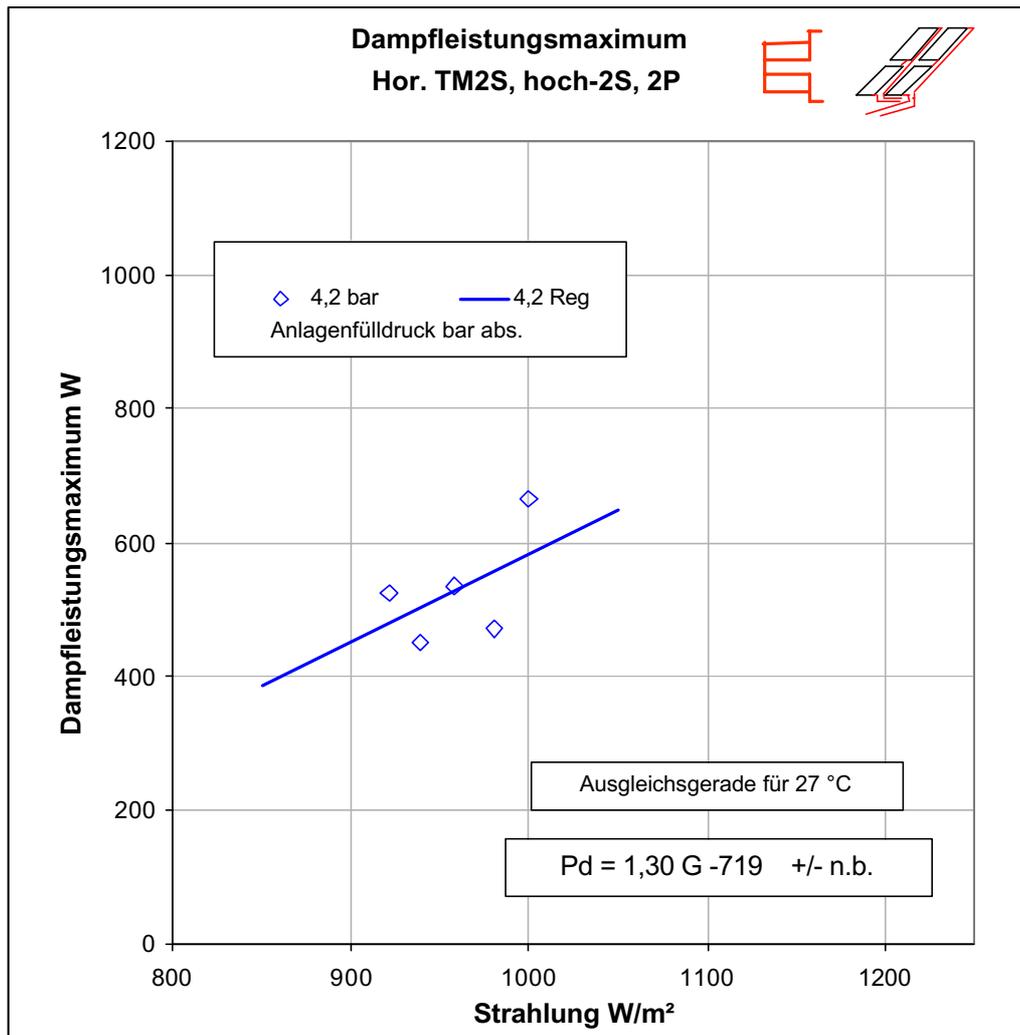


Abbildung 80: Maximale Dampfleistung für die Verschaltungsvariante Hor. TM2S, hoch-2S, 2P in Abhängigkeit von der Strahlung.
 Die Bestimmung der Dampfreichweite musste aus den Temperaturmessungen der Anschlussrohre durchgeführt werden (siehe Kapitel 3.4.1).
 Aus klimatischen Gründen standen nur fünf Messpunkte zur Auswertung zur Verfügung. Für den statistisch nicht errechenbaren Einflusskoeffizienten der Strahlung musste näherungsweise der für die Verschaltungsvariante Serpentine, 2P, Reihen-2P verwendete in Rechnung gestellt werden.

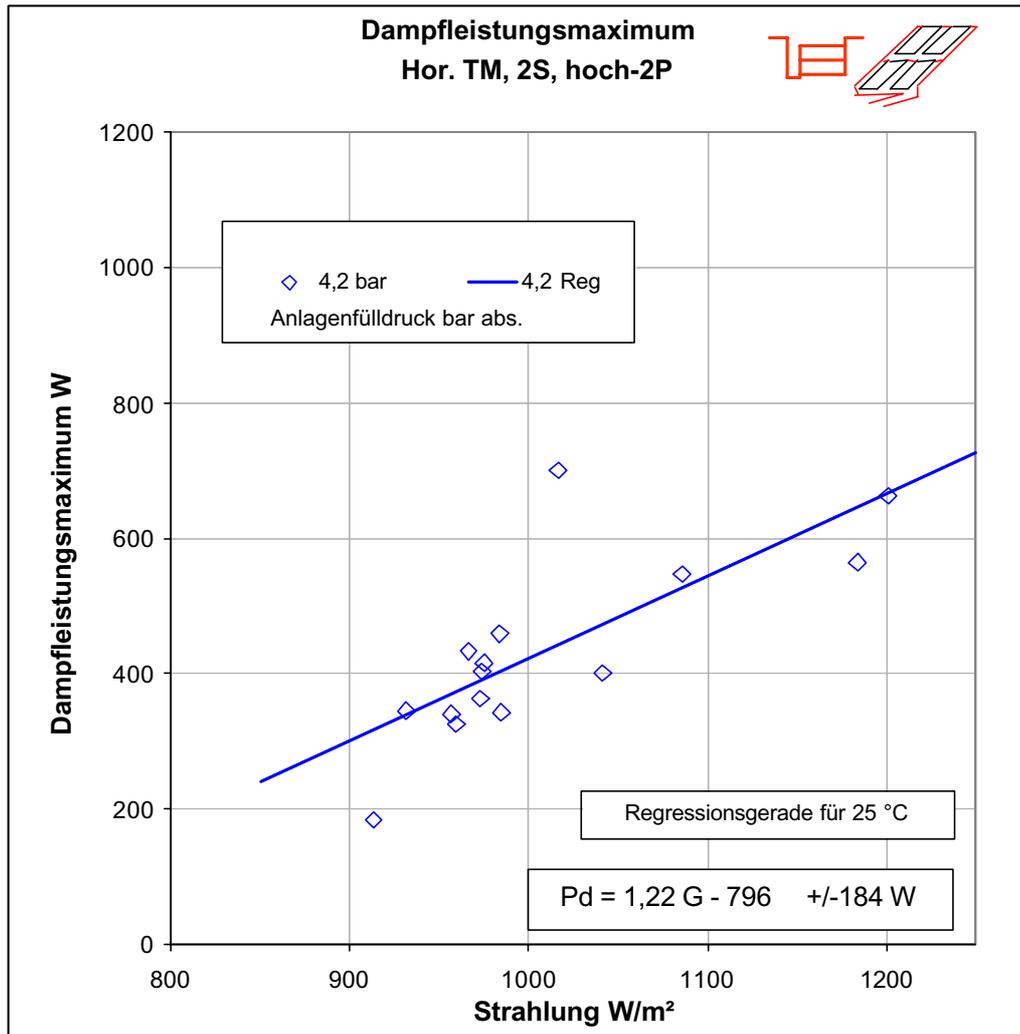


Abbildung 81: Maximale Dampfleistung für die Verschaltungsvariante Hor. TM, 2S, hoch-2P in Abhängigkeit von der Strahlung.
Die Bestimmung der Dampfreichweite musste aus den Temperaturmessungen der Anschlussrohre durchgeführt werden (siehe Kapitel 3.4.1).

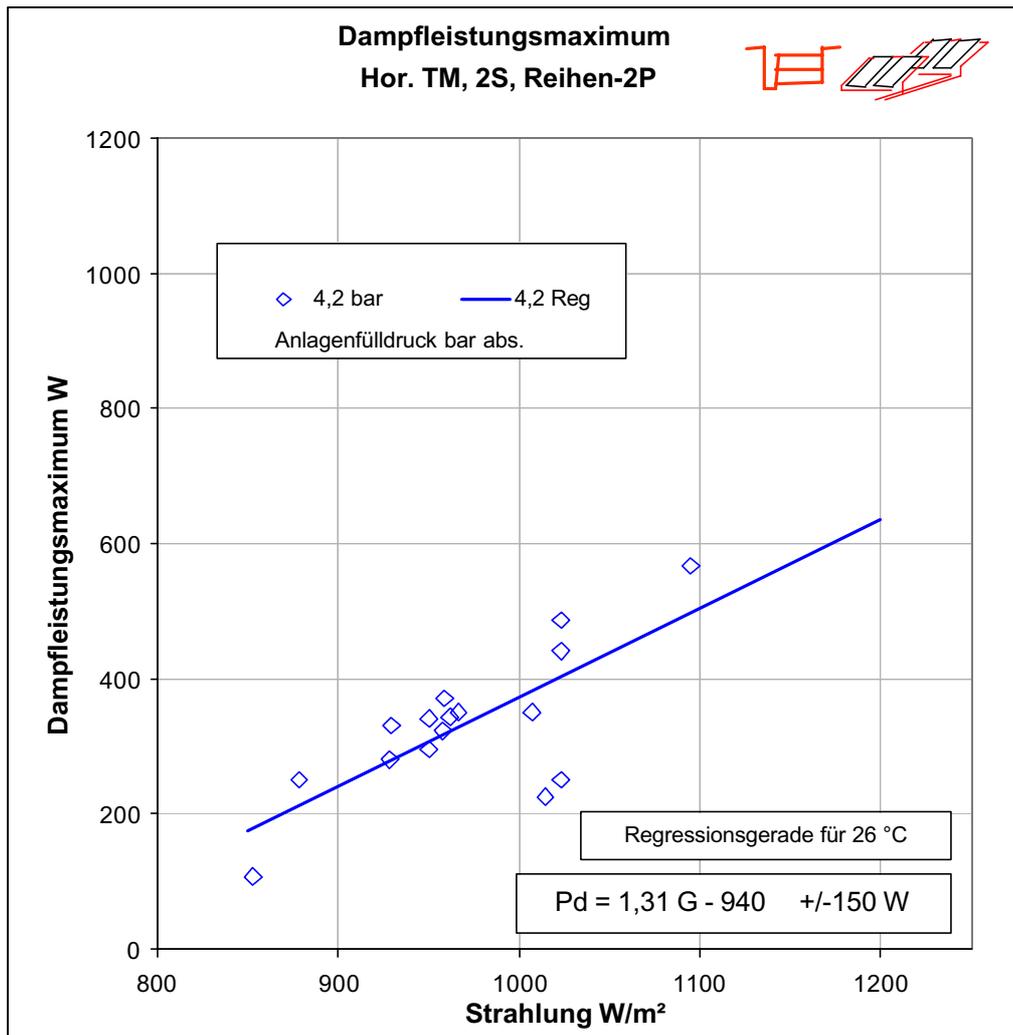


Abbildung 82: Maximale Dampfleistung für die Verschaltungsvariante Hor. TM, 2S, Reihen-2P in Abhängigkeit von der Strahlung.
Die Bestimmung der Dampfreichweite musste aus den Temperaturmessungen der Anschlussrohre durchgeführt werden (siehe Kapitel 3.4.1).

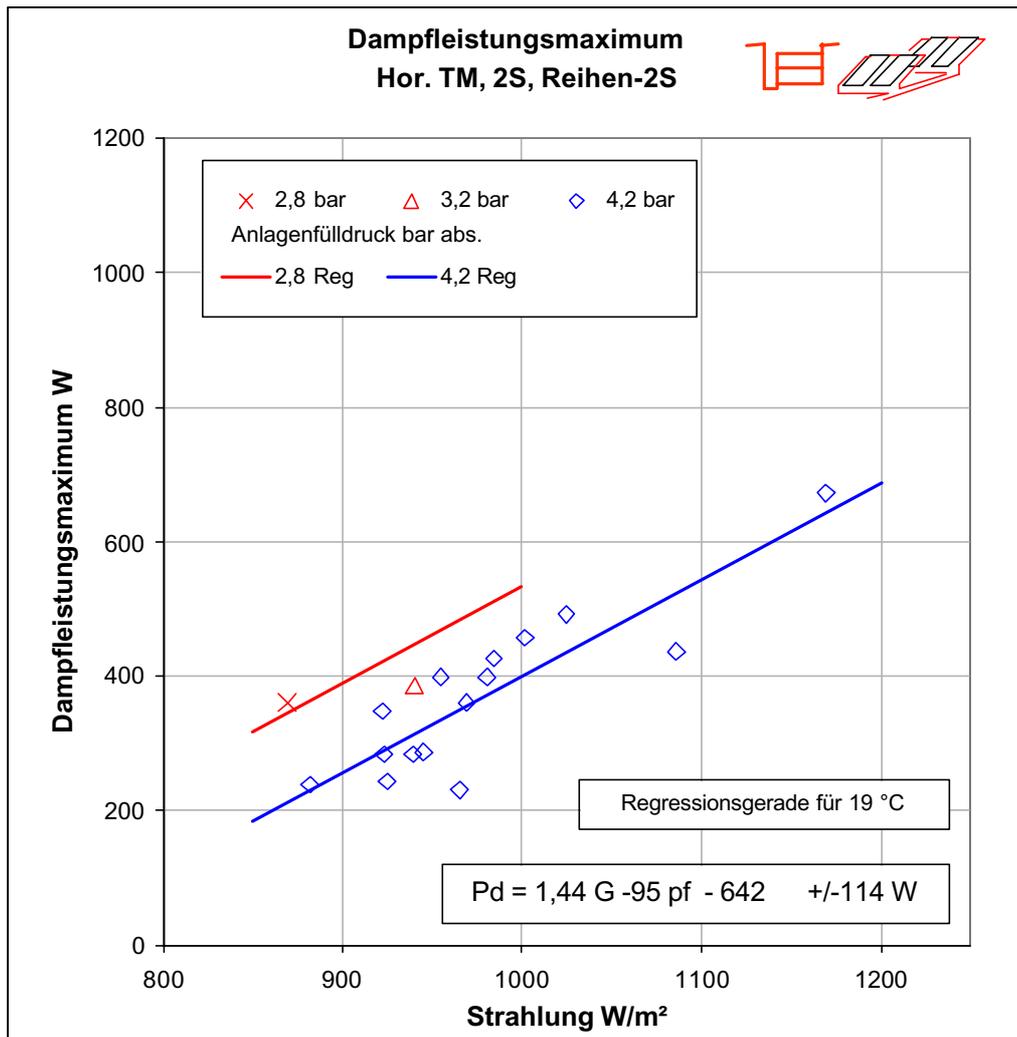


Abbildung 83: Maximale Dampfleistung für die Verschaltungsvariante Hor. TM, 2S, Reihen-2S in Abhängigkeit von Strahlung und Fülldruck.
Die Bestimmung der Dampfreichweite musste aus den Temperaturmessungen der Anschlussrohre durchgeführt werden (siehe Kapitel 3.4.1).
Messpunkt bei 3,2 bar: Der Anlagendruck war noch nicht endgültig eingestellt, eine zur Auswertung geeignete Messung stand jedoch zur Verfügung und wurde in der Regressionsrechnung mitberücksichtigt.

Die statistischen Kennwerte der Regressionsanalysen sind in Tabelle 5 angeführt. Nur wenn in der Spalte für das Bestimmtheitsmaß (R^2) ein Wert angegeben ist, konnten die Einflussgrößen über eine Regressionsanalyse ermittelt werden. Diese erwiesen sich dann bei der statistischen Prüfung als signifikant (>95%) bis höchst signifikant (>99,9%). Für Verschaltungsvarianten mit nicht signifikantem statistischem Ergebnis (R^2 nicht angegeben) siehe die Bemerkungen bei den Abbildungen.

Tabelle 5: Statistische Kennwerte der regressionsanalytischen Auswertung der Dampfleistungsmaxima der Messperiode 2

Einflussgröße, Maßzahl		G	p_f	b	s_y	R^2
Verschaltungsvariante	Einheit	W/(W/m ²)	W/bar abs.	W	W	-
Serpentine, hoch-2S, 2P für p_f : 2,8 bis 4,2 bar abs.	a_i	1,438	-152,3	-227	55	0,914
	sa_i	0,099	21,7	132		
Serpentine, 2P, Reihen-2P für p_f : 2,8 bis 4,2 bar abs.	a_i	1,30	-240	13	n. b.	-
	sa_i	-	-	-		
Serpentine, 2P, Reihen-2S - für p_f : 4,2 bar abs.	a_i	1,30	-	-868	n. b.	-
	sa_i	-	-	-		
Hor. TM2S, Reihen-2S, 2P für p_f : 4,2 bar abs.	a_i	1,30	-	-784	n. b.	-
	sa_i	-	-	-		
Hor. TM2S, hoch-2S, 2P für p_f : 4,2 bar abs.	a_i	1,30	-	-719	n. b.	-
	sa_i	-	-	-		
Hor. TM, 2S, hoch-2P für p_f : 4,2 bar abs.	a_i	1,22	-	-796	92	0,576
	sa_i	0,29	-	293		
Hor. TM, 2S, Reihen-2P für p_f : 4,2 bar abs.	a_i	1,31	-	-940	75	0,540
	sa_i	0,32	-	314		
Hor. TM, 2S, Reihen-2S für p_f : 2,8 bis 4,2 bar abs.	a_i	1,44	-95	-642	57	0,774
	sa_i	0,21	38	206		

G	Strahlungsleistung in Kollektorebene	W/m ²
p_f	Anlagenfülldruck	bar abs.
b	Gleichungskonstante	W
s_y	Reststreuung	W
R^2	Bestimmtheitsmaß	-
a_i	Regressionskoeffizienten	Einheiten siehe Tabelle
sa_i	Streuung der Regressionskoeffizienten	Einheiten siehe Tabelle
P_d	Dampfleistungsmaximum	W
	$P_d = a_1 G + a_2 p_f + b$	

3.4.1.2 Testkollektoren und Varianten im Vergleich

Wie bereits in Kapitel 3.4.1 näher ausgeführt, konnte nicht für alle Verschaltungsvarianten der Einfluss des Anlagenfülldruckes auf die Dampfleistung ermittelt werden. Um sich dennoch auf einen im weiteren Verlaufe der Untersuchungen ermittelten optimalen Anlagenfülldruck (siehe Kapitel 4.4.2) von 3,5 bar abs. beziehen zu können, wurde diese Einflussgröße aus den Messungen der Testkollektoren näherungsweise übernommen, bzw. Mittelwerte errechnet und verwendet.

In der Tabelle 6 sind die endgültigen Gleichungen zur Ermittlung der maximalen Dampfleistung, bezogen auf 1m² Kollektorfläche dargestellt. Mit diesen Werten können nun für definiert gleiche Bedingungen (Einflussgrößen) maximale Dampfleistungen gegenübergestellt werden. Diese Gegenüberstellung wurde für den optimalen Anlagenfülldruck

von 3,5 bar abs., 24 m² Kollektorfläche und für eine solare Strahlung in der Kollektorebene von 800, 1000, und 1200 W/m² durchgeführt (Abbildung 84).

Tabelle 6: Gleichungen zur Ermittlung der maximalen Dampfleistung, bezogen auf 1m² Kollektorfläche für die Verschaltungsvarianten der Messperiode 2

Einflussgröße	a_1 für G	a_2 für p_f	b	Unsicherheit
Verschaltungsvariante	(W/m ²)/(W/m ²)	(W/m ²)/bar abs.	W/m ²	W/m ²
Serpentine, hoch-2S, 2P	0,060	-6,4	-9,5	+/-2,3
Serpentine, 2P, Reihen-2P	0,054	-10	0,8	+/-5,2
Serpentine, 2P, Reihen-2S	0,054	-6,3 *)	-9,4	+/-5,2
Hor. TM2S, Reihen-2S, 2P	0,054	-12,2 **)	18,6	+/-5,2
Hor. TM2S, hoch-2S, 2P	0,054	-12,2 **)	21,3	+/-5,2
Hor. TM, 2S, hoch-2P	0,051	-6,1 ***)	-7,4	+/-3,8
Hor. TM, 2S, Reihen-2P	0,055	-6,1 ***)	-13,4	+/-3,1
Hor. TM, 2S, Reihen-2S	0,060	-4,0	-26,8	+/-2,4

*) Mittelwert aus erster Versuchsserie und den beiden ersten Serpentina-Varianten

**) Aus erster Versuchsserie

***) Mittelwert aus erster Versuchsserie und der Variante Hor. TM, 2S, Reihen-2S

Legende siehe Tabelle 5

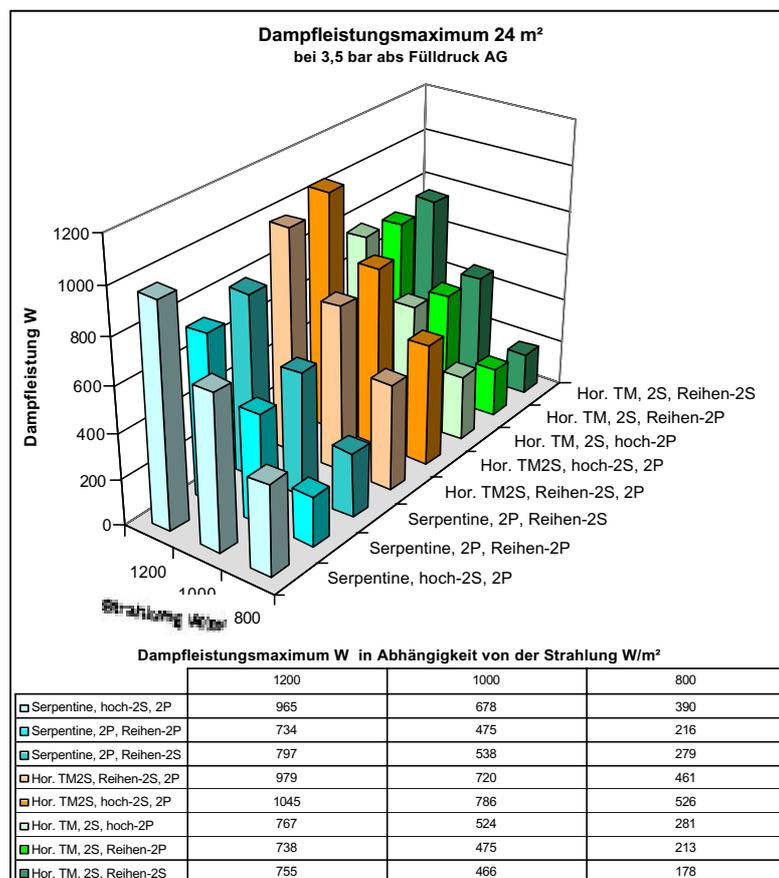


Abbildung 84: Errechnetes Dampfleistungmaximum in Abhängigkeit von der Verschaltungsvariante und solarer Strahlung in Kollektorebene und einem Anlagenfülldruck von 3,5 bar abs.

Interessant ist weiters ein **Vergleich der spezifischen Dampfleistung** der Varianten mit derjenigen der Einzelkollektoren (Tabelle 7, Abbildung 85)

Aus diesen Gegenüberstellungen ergibt sich, dass die einzelnen Verschaltungsvarianten sich nur relativ gering voneinander unterscheiden, einige Tendenzen jedoch ablesbar sind:

- **Serpentinenkollektor:** Der Einzelkollektor ergab die geringste spez. Dampfleistung. Die in der Abbildung 85 eingezeichneten Unsicherheitsbereiche der Bestimmung zeigen, dass die Verschaltungsvarianten Serpentine, 2P, Reihen-2P und Serpentine, 2P, Reihen-2S tendenzmäßig (aber nicht gesichert) höhere Werte, die Verschaltungsvariante Serpentine, hoch-2S, 2P gesichert höhere Werte ergeben. Als eine der Ursachen dieser Steigerung muss die Verminderung des Rohrabstandes mit der damit verbundenen Vergrößerung der Rohrlänge (+40%, siehe Kapitel 3.1) der Serpentinekollektoren der zweiten Messperiode angesehen werden. Das unmittelbare serielle Übereinanderstellen von Serpentinekollektoren (Serpentine, hoch-2S, 2P) gibt im Vergleich der Serpentine-Varianten ungünstigeres Entleerungsverhalten und gesichert höhere Werte als der Einzelkollektor.
- **Kollektoren Hor. TM2S und Hor. TM:** Im Rahmen der Messunsicherheit stimmen die Ergebnisse der Messungen an den Einzelkollektoren mit denen der Verschaltungsvarianten überein. Die getesteten Verschaltungsvarianten wirkten sich damit nicht verschlechternd auf das Entleerungsverhalten aus.
- Die Varianten **Hor. TM2S** sind tendenzmäßig etwas ungünstiger (zwei Verschaltungsuntergruppen jeweils seriell in einem Kollektor übereinander) als die Varianten **Hor. TM**.
- Alle hier untersuchten Verschaltungsvarianten (mit Ausnahme der Variante Serpentine, hoch-2S, 2P) scheinen in ihrer Wirkung auf das Entleerungsverhalten im Vergleich zur Art des Kollektors eher von kleinerer Bedeutung zu sein, da bei keiner eine gravierende Verschlechterung gegenüber einem Einzelkollektor zu beobachten war. Besondere Beachtung verlangen hingegen aber Verschaltungsvarianten mit hochgezogenen Verbindungsrohren, wie sie in Abbildung 102 gezeigt werden, die eine wesentliche Verschlechterung bringen.
- Liegen zwischen in Serie geschalteten Kollektoren etwas tiefer gezogene Leitungen, in der sich Restflüssigkeit ohne Strahlungsbeaufschlagung sammeln kann, so scheint dies eher begünstigend zu wirken.
- Ein direktes Übereinanderliegen von in Serie geschalteten Kollektoren (aus dem oberen Kollektor ausfließende Flüssigkeit muß auch den unteren erst durchfließen) scheint für das Entleerungsverhalten eher gering ungünstiger zu sein.

Tabelle 7: Spezifische maximale Dampfleistung (für 1 m² Kollektorfläche) der Verschaltungsvarianten im Vergleich mit den Einzelkollektoren für 1200 W/m² solarer Strahlung in Kollektorebene und Anlagenfülldrücke von 2,8 und 4,2 bar abs, sowie den optimierten Anlagenfülldruck von 3,5 bar abs.

Anlagenfülldruck bar abs.	2,8	3,5	4,2
Einzelkollektor bzw. Verschaltungsvariante	Maximale spez. Dampfleistung W/m ²		
1A Hor. Nicht-TM	121	103	85
1B Hor. TM 2S	64	56	49
1C Vertik. TM 4S	83	69	54
2A Vakuum	136	128	120
2B Serpentine	18	17	15
2C Hor. TM	48	41	35
Serpentine, hoch-2S, 2P	45	40	36
Serpentine, 2P, Reihen-2P	38	31	24
Serpentine, 2P, Reihen-2S	38	33	29
Hor. TM2S, Reihen-2S, 2P	49	41	32
Hor. TM2S, hoch-2S, 2P	52	44	35
Hor. TM, 2S, hoch-2P	36	32	28
Hor. TM, 2S, Reihen-2P	35	31	26
Hor. TM, 2S, Reihen-2S	34	31	29

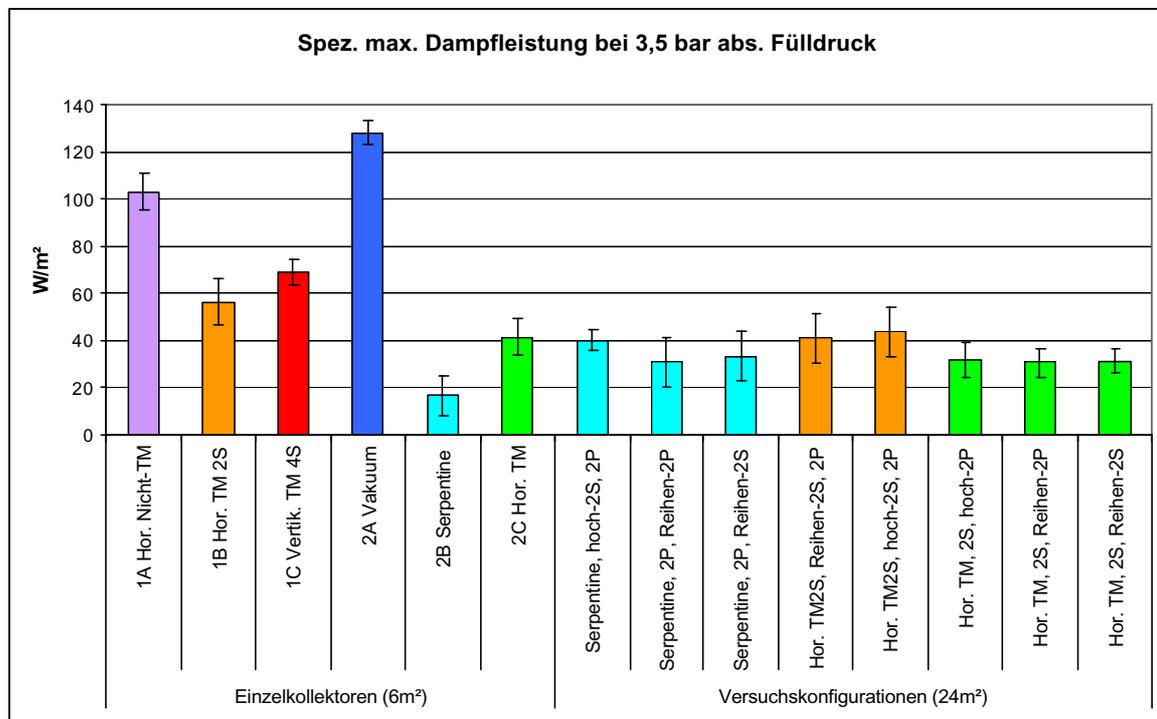


Abbildung 85: Spezifische maximale Dampfleistung (für 1 m² Kollektorfläche) der Verschaltungsvarianten im Vergleich mit den Einzelkollektoren für 1200 W/m² solarer Strahlung in Kollektorebene und einem Anlagenfülldruck von 3,5 bar abs. Gleiche Kollektortypen haben gleiche Farbe.

3.4.1.3 Auswertungsergebnisse Restflüssigkeitsmenge

Wegen teils ungünstiger Strahlungsverhältnisse in den kurzen Messzeiträumen der Versuchsvarianten war es bei einer großen Zahl der Einzelauswertungen nicht möglich die Restflüssigkeitsmengen direkt wie bei der ersten Messperiode zu bestimmen.

Aus dem Vergleich der über die Druckanstiege bestimmten Dampfreichweiten mit den aus den Temperaturen bestimmten Dampfreichweiten (auch aus direkten Temperaturmessungen) können Richtwerte für die Restflüssigkeitsmengen einiger Varianten abgeschätzt werden:

- Serpentine, 2P, Reihen-2S: Volumen des unteren Sammelrohres der hinteren Reihe: etwa 2 l
- Hor. TM2S, Reihen-2S, 2P: unteres Absorberrohr: etwa 1 l
- Hor. TM2S, hoch-2S, 2P: etwa 1,3 bis 1,7 l
- Hor. TM, 2S, hoch-2P: etwa 2,5 l (1,4 bis 3,5 l)
- Hor. TM, 2S, Reihen-2P : etwa 1,8 l (0,7 – 3,6 l)
- Hor. TM, 2S, Reihen-2S : etwa 2,4 l (1 – 3,7 l)

Ein größerer Teil dieser Restflüssigkeitsmengen liegt jedoch in Sammelrohren vor und ist aufgrund der nicht selektiven Beschichtung einer geringeren Temperaturbelastung ausgesetzt, weshalb diese damit auch nur wenig zur maximalen Dampfleistung beitragen.

3.4.2 Hochrechnung auf praxisnahe Systeme

Diese Hochrechnung der **maximal unter Dampf stehenden Rohrlänge** erfolgte sinngemäß wie es im Kapitel 3.4.2 für die der Einzelkollektoren beschrieben wurde. Bei den Rohrlängen sind hier auch alle unter Dampf stehenden Verbindungsleitungen zwischen den Einzelkollektoren enthalten.

Die im folgenden dargestellten Berechnungen wurden für die Systemkonfigurationen

- „wie gemessen“ (Abbildung 86)
- praxisnahes „System 24 m²“ (Abbildung 87)
- praxisnahes „System 96 m²“ (Abbildung 88)

durchgeführt.

Die Ergebnisse zeigen für das „**System 24 m²**“ (Abbildung 87) bei allen untersuchten Varianten maximale Dampfreichweiten, die bei den üblicherweise vorkommenden Rohrleitungslängen von Kombisystemen teilweise bereits kritisch sind. Die hier ermittelten Reichweiten stimmen recht gut mit den aus den Ergebnissen der ersten Messperiode durchgeführten Hochrechnungen (Kapitel 2.6.3) überein, lediglich bei den Serpentine-Varianten sind hier aus den in Kapitel 3.4.1.2 erläuterten Gründen höhere Werte bestimmt worden. Es muss also bei allen diesen Systemen damit gerechnet

werden, dass zum Schutz von temperaturempfindlichen Komponenten zusätzliche Maßnahmen getroffen werden müssen (Kapitel 4.6.1).

Verschärft zeigt sich diese Sachlage für das „**System 96 m²**“ (Abbildung 88) bei dem bei allen untersuchten Varianten immer zusätzliche Maßnahmen zur Beherrschung der Dampfentwicklung und Wiederbefüllung des Systems notwendig sein werden.

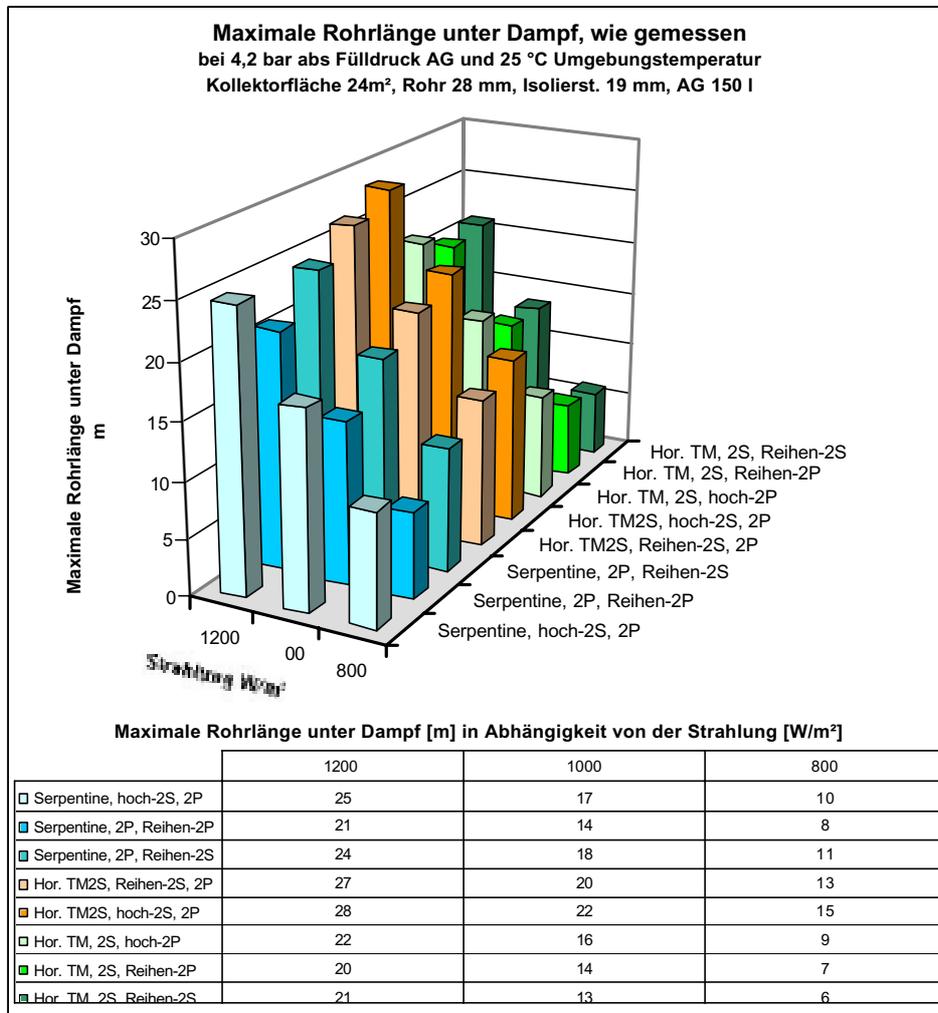


Abbildung 86: Maximal unter Dampf stehende Rohrlänge für „**System wie gemessen**“, in Abhängigkeit von der Strahlung, für die Versuchsvarianten (24 m²), 4,2 bar abs. Fülldruck, Vor- und Rücklaufrohr 28 x 1 mit Dämmstärke 19 mm, Ausdehnungsgefäß 150 l.

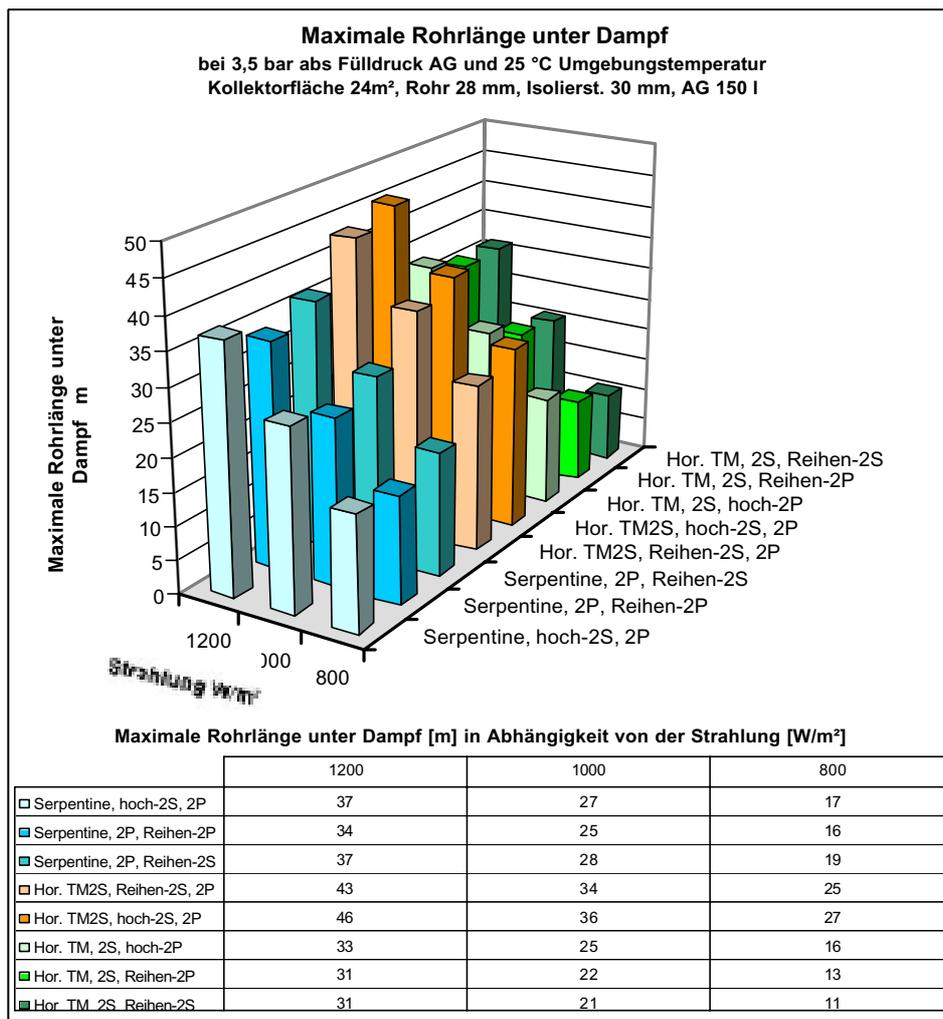


Abbildung 87: Maximal unter Dampf stehende Rohrlänge für ein praxisnahes „System 24 m²“, in Abhängigkeit von der Strahlung, für die Versuchsvarianten, 3,5 bar abs. Fülldruck, Vor- und Rücklaufrohr 28 mm mit Dämmstärke 30 mm, Ausdehnungsgefäß 150 l.

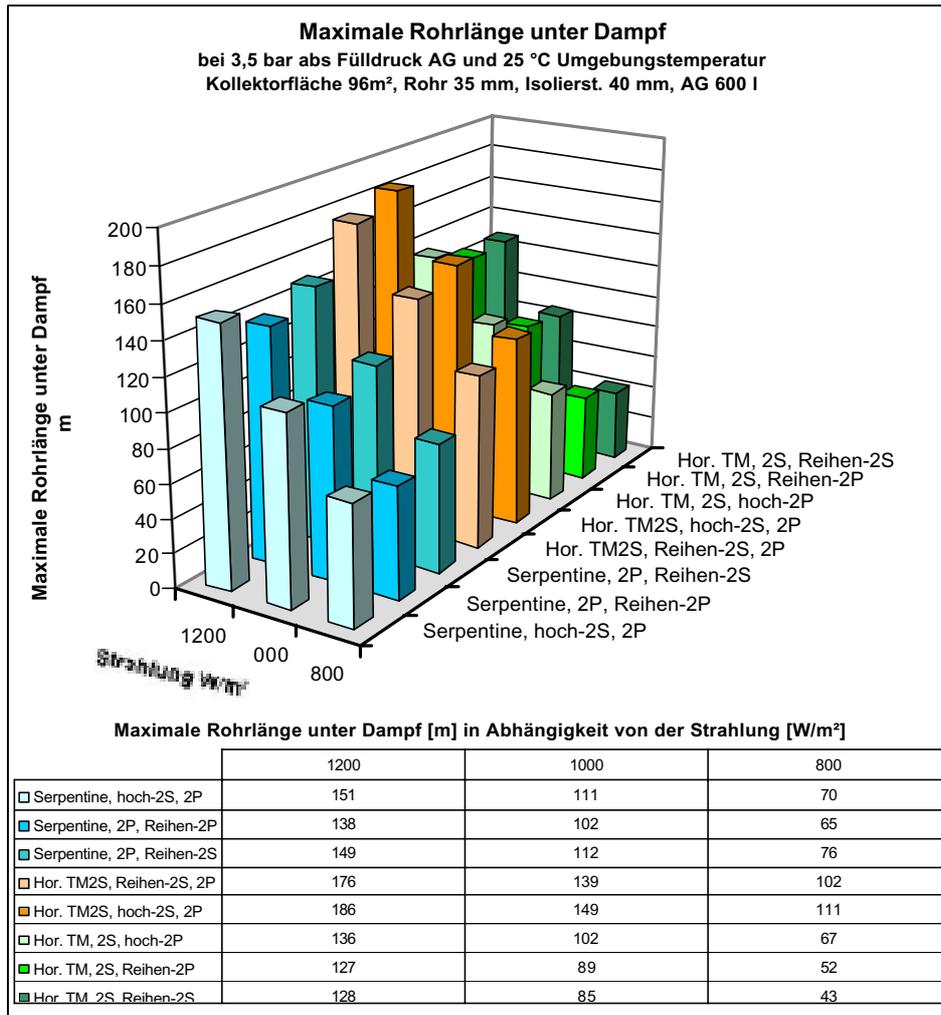


Abbildung 88: Maximal unter Dampf stehende Rohrlänge für ein praxisnahes „System 96 m²“, in Abhängigkeit von der Strahlung, für die Versuchsvarianten, 3,5 bar abs. Fülldruck, Vor- und Rücklaufrohr 35 mm mit Dämmstärke 40 mm, Ausdehnungsgefäß 600 l.

3.4.3 Temperaturbelastungen durch in Phase 2 ausgedrückte heiße Flüssigkeit

Während der Phase 2 des Stagnationsvorganges wird Flüssigkeit mit nahezu Siedetemperatur (Kollektorinhalt) aus dem Kollektor in die Rohrleitungen in Richtung System gedrückt. Auf diesem Wege kühlen die beiden Flüssigkeitsfronten in Vor- und Rücklaufleitung infolge von Aufwärmung der Rohrleitungen und Wärmeverlusten zur Umgebung ab. Dieser Vorgang wird in Abbildung 89 am Beispiel der Verschaltungsvariante Serpentine, hoch-2S, 2P gezeigt. Hier ist der Temperaturverlauf der Temperaturmessstellen entlang des Rücklaufrohres (Abbildung 64 linker Zweig, Abstand der Messpunkte etwa 2m) beginnend am Kollektoranschluss (T 82) bis zur Messstelle vor der Rücklaufgruppe (T61) dargestellt. Zu Beginn sind alle Messstellen auf der einheitlichen Temperatur von etwa 76 °C (letzte Rücklauftemperatur vor dem Abschalten der Pumpe). Man erkennt, dass der aus dem Kollektor austretende Flüssigkeitsschwall nur langsam auf die dem Druck entsprechende Siedetemperatur (Druck im Kollektor zu Verdampfungsbeginn: 2,3 bar abs., das entspricht einer Siedetemperatur von 127°C)

ansteigt. Ein großer Teil stammt aus Sammelrohren, die noch nicht auf Siedetemperatur erhitzt waren. Dampf schiebt diese Flüssigkeit weit in das System, wobei sie auf etwa 120 °C abkühlt. Rot-punktiert ist die Temperaturentwicklung der aus dem Kollektor zuletzt austretenden (heißesten) Flüssigkeit im Laufe ihres Weges in das System eingezeichnet. Die Temperaturkurven darüber entsprechen der Temperatur des aus dem Dampf abgeschiedenen Kondensates beim jeweiligen Druck (maximal 3,7 bar abs.).

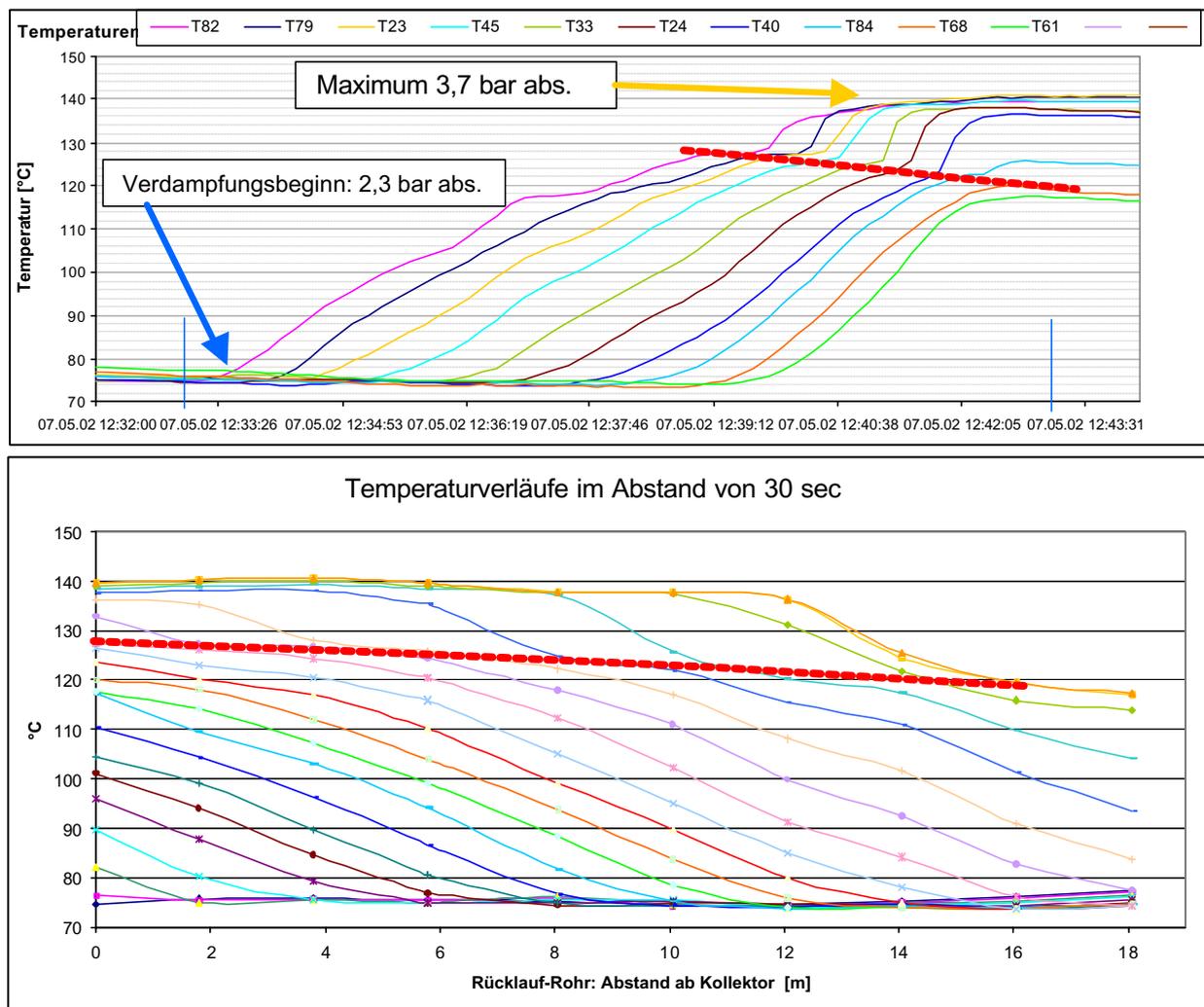


Abbildung 89: Temperaturverlauf am Stagnationsbeginn in der Rücklaufleitung (Abbildung 64 linker Zweig) für die Verschaltungsvariante Serpentine, hoch-2S, 2P. Die Außentemperatur betrug im Betrachtungszeitraum 23°C, die Einstrahlung in Kollektorebene betrug nahezu konstant 1000 W/m².

Oben: Temperaturverläufe der Messpunkte (T82: Kollektoranschluss, T61: vor der Rücklaufgruppe) über der Zeit. Senkrechte blaue Linien: Zeitbereich für die Kurven im unteren Diagramm.

Unten: Temperaturen entlang des Rücklaufrohres. Kurven gleicher Zeit im Abstand von 30 sec.

Die Aufteilung des heißen Flüssigkeitsvolumens aus dem Kollektor und aus den Verbindungsleitungen (die auf ihrem Wege durch die Kollektoren ebenfalls erhitzt werden) auf Rücklauf und Vorlauf wurde anhand der Temperaturverteilungen der Rohrleitungen untersucht (Tabelle 8). Man erkennt, dass es zu keiner gleichmäßigen Aufteilung der

heißen Flüssigkeit auf Vor- und Rücklauf kommt, sondern dass der Rücklauf mit etwa der 3 bis 8-fachen Flüssigkeitsmenge belastet wird.

Tabelle 8: Aufteilung des heißen Flüssigkeitsvolumens auf Vor- und Rücklaufleitungen, Richtwerte

	in die Rücklaufleitung	in die Vorlaufleitung	aus der Verbindungsleitung
Serpentine	Kollektorstutzen = 18,2 l		
Serpentine, hoch-2S, 2P	16	2	-
Serpentine, 2P, Reihen-2P	16	2	-
Serpentine, 2P, Reihen-2S	16	4	2
Hor. TM2S	Kollektorstutzen = 12,3 l		
Hor. TM2S, Reihen-2S, 2P	12	2	2
Hor. TM2S, hoch-2S, 2P	10	2	-
Hor. TM	Kollektorstutzen = 14,7 l		
Hor. TM, 2S, hoch-2P	13	2	-
Hor. TM, 2S, Reihen-2P	11	4	-
Hor. TM, 2S, Reihen-2S	14	3	2

3.4.4 Temperaturverteilung im System

Zu erwartende Temperaturverteilungen im Stagnationsfall in Systemen sind in Abbildung 90 für günstige Anordnung des Rückschlagventils und in Abbildung 91 für ungünstige Anordnung des Rückschlagventils schematisch dargestellt. Die schematischen Füllzustände sind für die Zeitpunkte Ende der Phase 2 und Ende der Phase 3 dargestellt. Dabei wurde angenommen, dass die Primärkreispumpe bei Erreichen einer Rücklauftemperatur von etwa 85 °C abgeschaltet wurde. Dabei hätte die Vorlauftemperatur etwa 95 °C betragen. Man erkennt die unsymmetrische Aufteilung der Kollektorflüssigkeit auf Vor- (V2) und Rücklaufleitung (V1) sowie die im ungünstigen Fall zu erwartenden Temperaturspannen für zwei unterschiedliche Fülldruckstufen (Temperaturangaben bei einem Fülldruck von 1,8 bzw. bei einem Fülldruck von 3,2 bar (Klammerwerte in Abbildung 90 und Abbildung 91)).

Bei günstiger Anordnung des Rückschlagventils entwickelt sich Dampf in Vor- und Rücklaufleitung etwa auf gleichem geodätischem Niveau, bei ungünstiger Anordnung entwickelt er sich sehr weit in das System hinein und kann auch temperaturempfindliche Bauelemente erreichen. Ebenso ist dann auch Dampfentwicklung auf der Sekundärseite des Wärmetauschers bei einem dem Sekundärdruck entsprechendem Temperaturniveau möglich.

Eine die Sattdampftherperatur übersteigende Temperatur außerhalb des Kollektors wurde im Rahmen dieser Arbeit nur an den unmittelbaren Kollektoranschlüssen eines sehr schlecht entleerenden Kollektors (Vakuumkollektor) festgestellt. Hier wurde auf

kurzer Strecke überhitzter Dampf mit bis zu 185 °C festgestellt. Dies ist für die Auswahl der Materialien und Dichtungsmittel der Kollektoranschlüsse zu berücksichtigen.

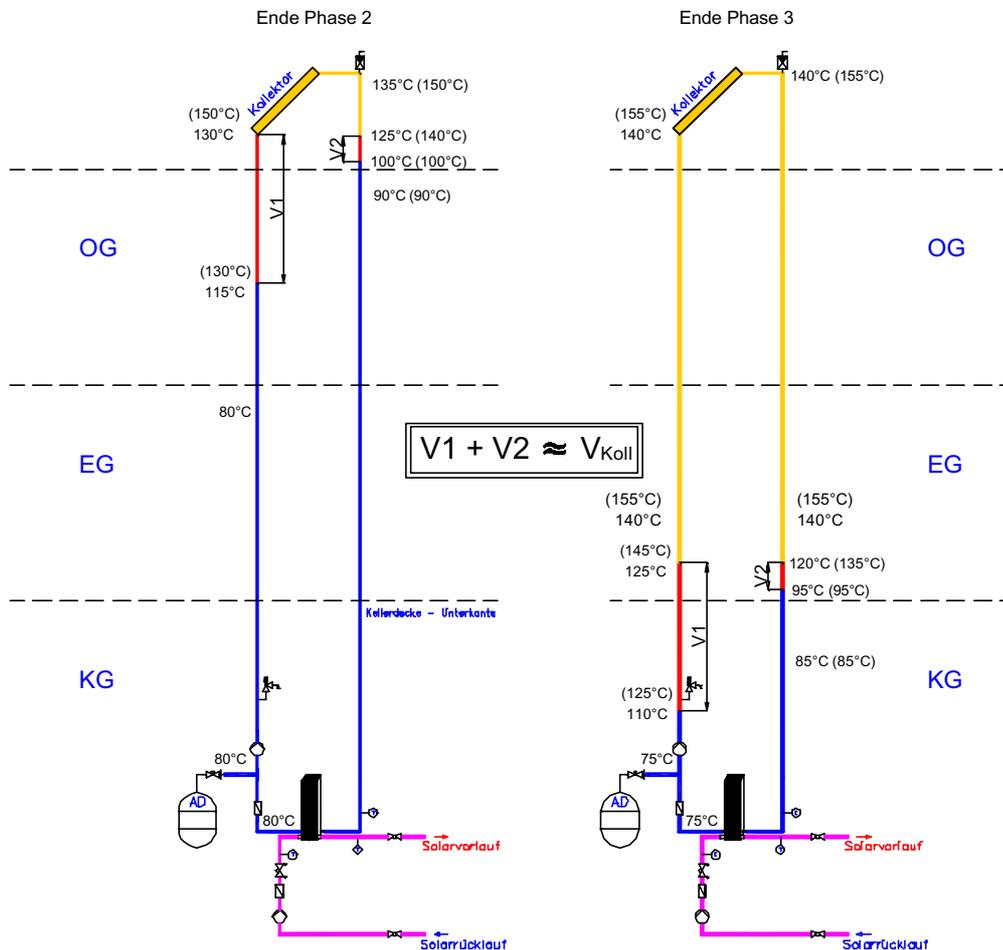


Abbildung 90: Temperaturverlauf in einem System am Ende der Phase 2 bzw. Phase 3. Rückschlagventil im Zuge der Vorlaufleitung relativ zum Anschluss des Ausdehnungsgefäßes. Temperaturangaben für niederen Fülldruck (~1,8 bar), Werte in Klammer für hohen Fülldruck (~3,2 bar). Rot → flüssig aus Kollektor, blau u. violett → flüssig, gelb → Dampf

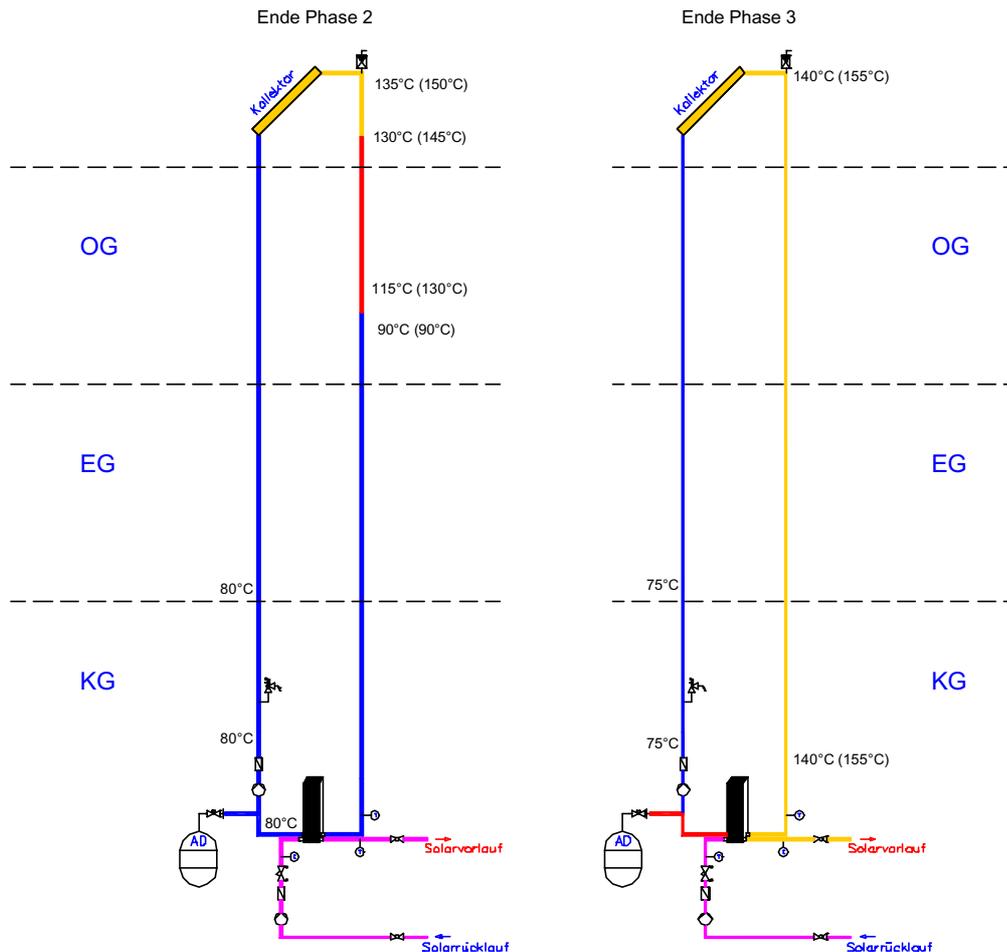


Abbildung 91: Temperaturverlauf in einem System am Ende der Phase 2 bzw. Phase 3. Rückschlagventil im Zuge der Rücklaufleitung relativ zum Anschluss des Ausdehnungsgefäßes. Temperaturangaben für niederen Fülldruck (~1,8 bar), Werte in Klammer für hohen Fülldruck (~3,2 bar). Rot → flüssig aus Kollektor, blau u. violett → flüssig, gelb → Dampf

3.4.5 Schnelle Druckereignisse bei den Verschaltungsvarianten

Schon beim Aufbau der Versuchsanordnung (Verbindungsleitungen) wurde versucht, möglichst keine Kondensationsschläge – verursacht durch die Verrohrung – zu erreichen. Deshalb wurden die Haupt- und Verbindungsleitungen mit konsequentem Gefälle verlegt. Trotzdem wurden bei den Verschaltungsvarianten Druckereignisse mit Druckänderungen und Druckspitzen im 20 – 2000 ms-Bereich registriert, die auch zum Teil mit durch Mikrofone aufgenommenen Körperschallsignalen korrelierten.

Wie bei den Versuchen der ersten Messperiode, waren die von den Drucksensoren registrierten Druckspitzen durchwegs in Bereichen, die für die Komponenten des Systems unkritisch waren und auch das Sicherheitsventil nicht zum Ansprechen bringen konnten, wobei die größten Druckänderungen negativ (Absenkungen) waren.

In Abbildung 92 bis Abbildung 101 wird eine Auswahl typischer Druckereignisse für jene Versuchsvarianten bei denen schnelle Druckereignisse registriert wurden, mit den zugehörigen Füllsituationen und Deutungen, gezeigt.

3.4.5.1 Schnelle Druckereignisse der Variante Serpentine, 2P, Reihen-2P

In Abbildung 92 bis Abbildung 94 sind sinusförmige Druckschwingungen und der rekonstruierte Füllstand der Kollektoren und Anschlussleitungen während dieser Schwingungen in der zweiten Hälfte der Phase 4 dargestellt. Die beiden Flüssigkeitssäulen in den Verbindungsleitungen stellen zusammen mit den Dampffüllungen der beiden Kollektorreihen ein schwingungsfähiges Gebilde dar.

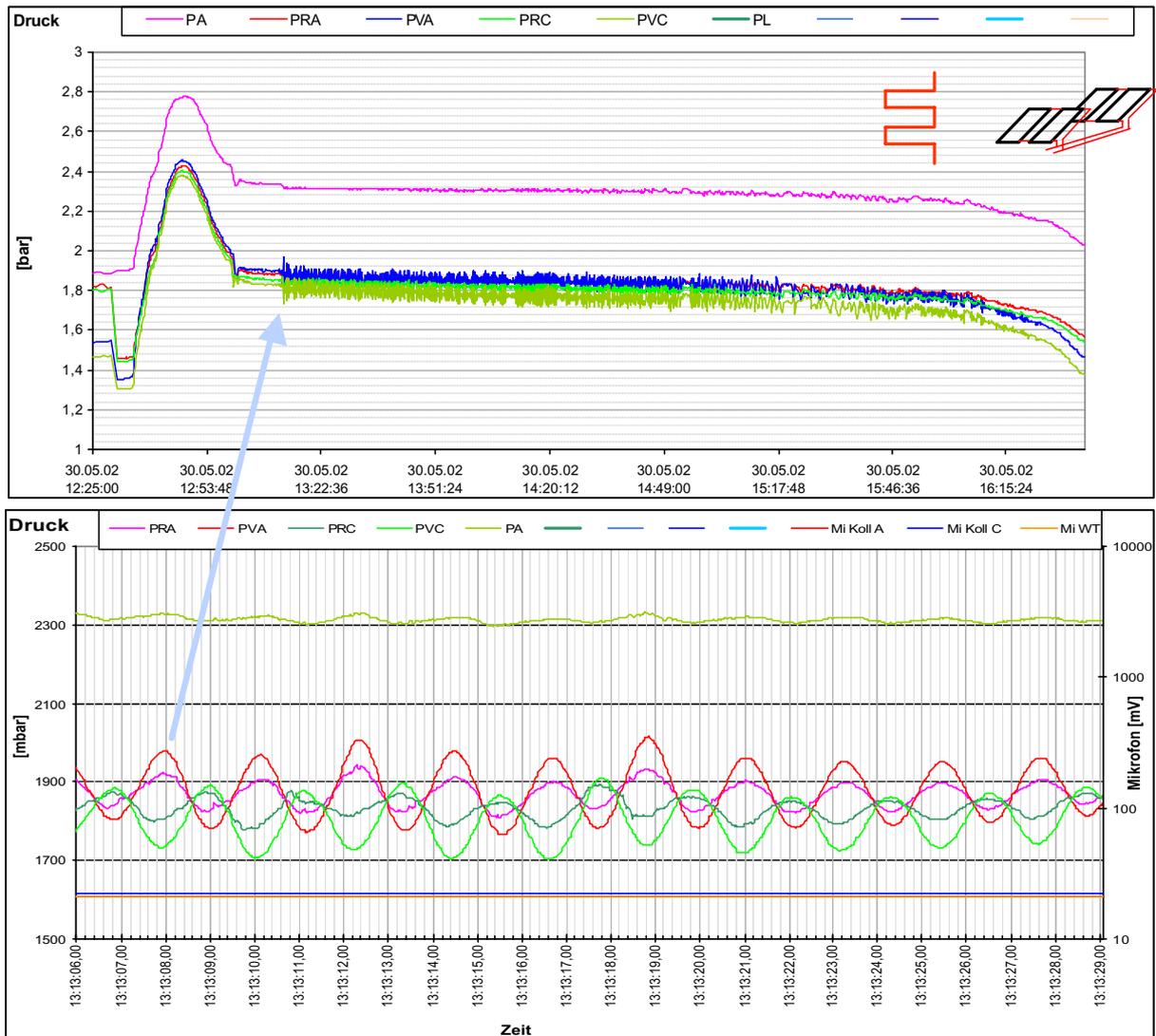


Abbildung 92: Schnelle Druckereignisse der Variante Serpentine, 2P, Reihen-2P.

Oben: Übersicht. Druckverlauf eines gesamten Stagnationsverlaufes während eines wolkenlosen Tages. Im zweiten Teil der Phase 4 treten sinusförmige Druckschwingungen an den Kollektoranschlüssen auf.

Unten: Detail. Die Schwingungen haben eine Periodendauer von 2,2 sec mit einer Amplitude von maximal etwa 100 mbar. Sie treten an den Anschlüssen des hinteren Kollektors im Vergleich zu den Anschlüssen des vorderen Kollektors um eine halbe Periodendauer zeitversetzt auf. Die Mikrofone zeigen kein Signal.

PA: Druck am Ausdehnungsgefäß,

PRA, PVA: Druck an vorderer Kollektorreihe Vorlauf- bzw. Rücklaufanschluss

PRC, PVC: Druck an hinterer Kollektorreihe Vorlauf- bzw. Rücklaufanschluss

Als mögliche Ursachen für die Anregung dieser Schwingungen kämen geringe Wiederbefüllvorgänge mit Neuverdampfung beim Vorlaufanschluss der vorderen Kollektorreihe in Frage. Diese Schwingungen sind für das Stagnationsverhalten des Systems nicht von kritischer Bedeutung.

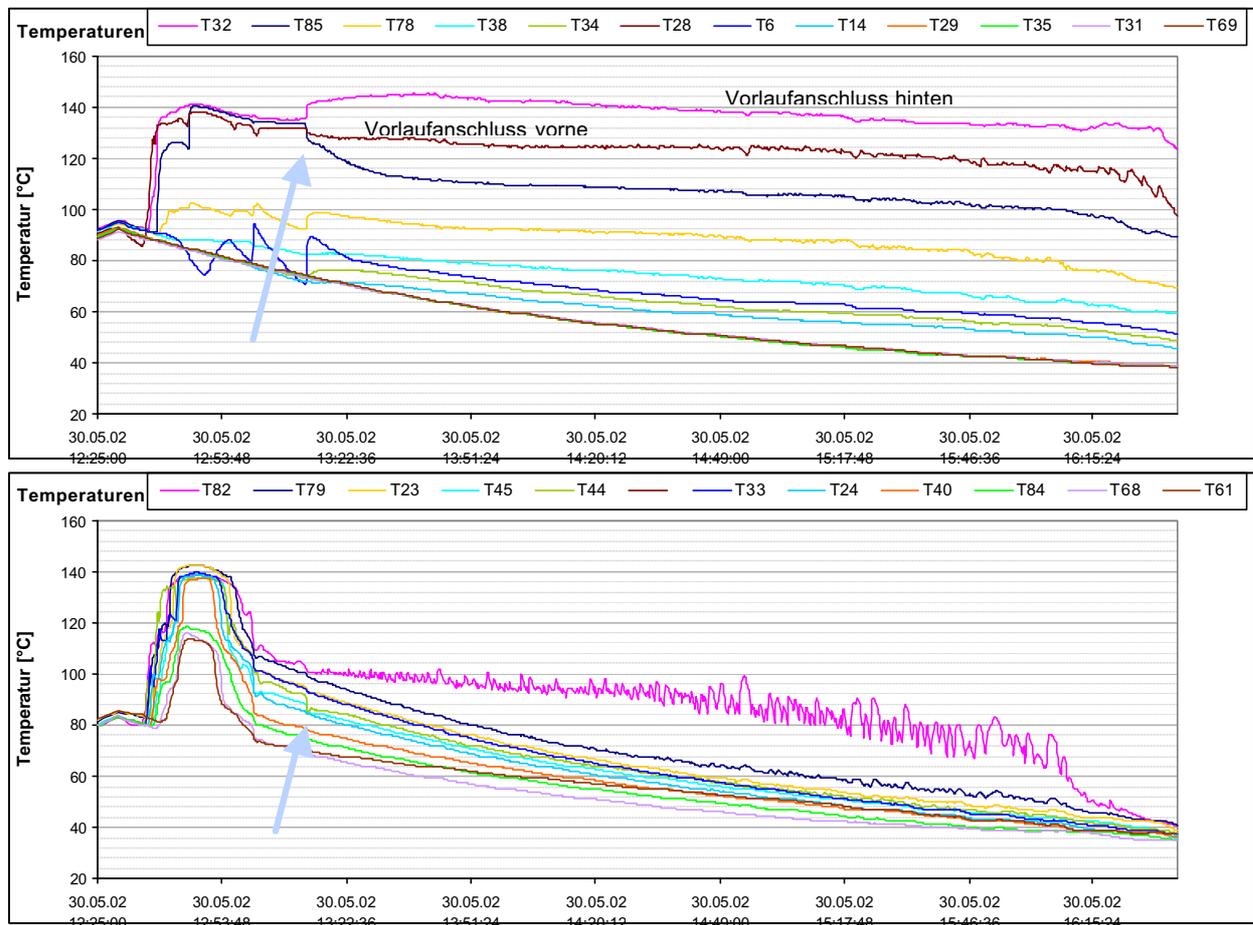


Abbildung 93: Temperaturen in den Vor- und Rücklaufleitungen zu den in Abbildung 92 dargestellten schnellen Druckereignissen der Variante Serpentine, 2P, Reihen-2P.

Oben: Temperaturen im Verlaufe der Vorlaufleitung.

Unten: Temperaturen im Verlaufe der Rücklaufleitung.

Zum Zeitpunkt des Beginnes (blauer Pfeil) der sinusförmigen Druckschwingungen überhitzt der hintere Vorlaufanschluss gering und der vordere wird von Flüssigkeit gerade noch erreicht, die jedoch nicht sehr abkühlt. Die gesamte Rücklaufleitung und die Rücklaufanschlüsse sind bereits mit Flüssigkeit gefüllt.

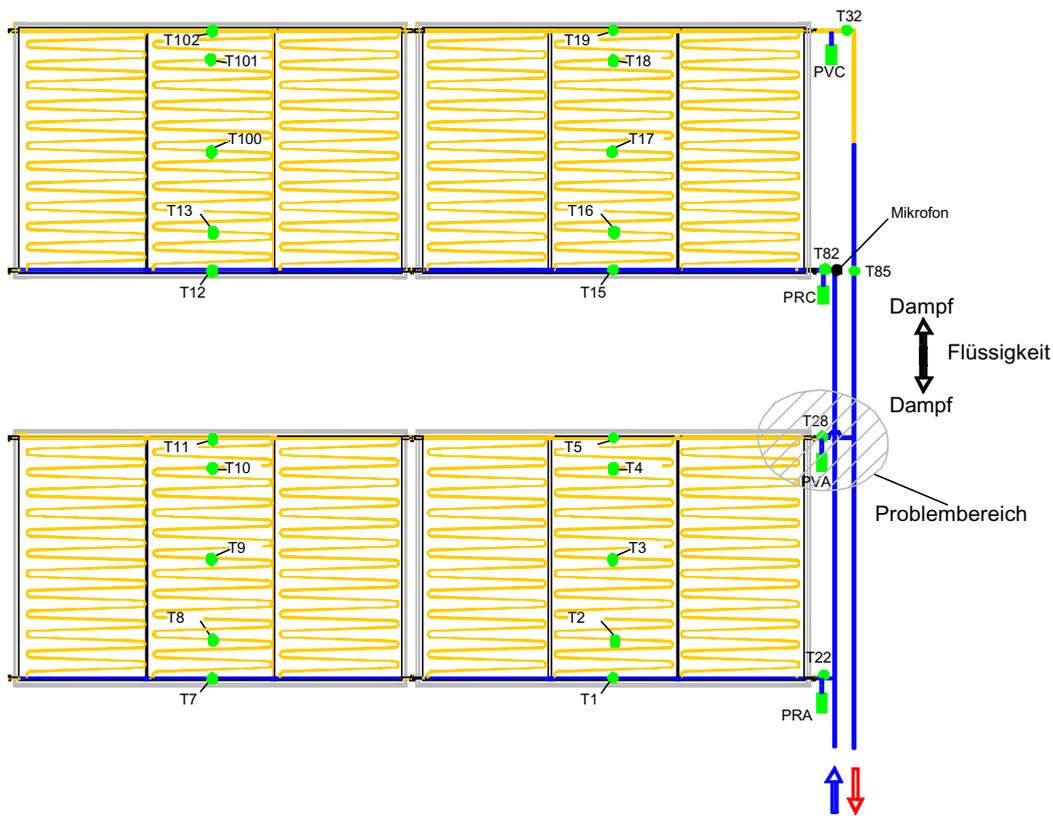


Abbildung 94: Rekonstruierter Füllzustand in den Kollektoren und in den Vor- und Rücklaufleitungen während der in Abbildung 92 dargestellten schnellen Druckereignisse der Variante Serpentine, 2P, Reihen-2P. Blau → flüssig, gelb → Dampf

Die beiden Flüssigkeitssäulen in den Verbindungsleitungen im Bereich der Temperaturmesspunkte T85 bis T28 und T12, T82 bis T22, T7 stellen zusammen mit den Dampfleitungen der beiden Kollektorreihen ein schwingungsfähiges Gebilde dar. Mögliche Ursachen für die Anregung dieser Schwingungen wären geringe Wiederbefüllvorgänge mit Neuverdampfung beim vorderen Vorlaufanschluss bei T28.

3.4.5.2 Schnelle Druckereignisse der Variante Serpentine, 2P, Reihen-2S

In Abbildung 95 bis Abbildung 97 sind Kondensationsdruckschläge und der rekonstruierte Füllstand der Kollektoren und der Anschlussleitungen zum Zeitpunkt der Dampfschläge dargestellt. In der Verbindungsleitung nach vorne geschobene Flüssigkeit mischt sich im Bereich des oberen Sammelrohres der vorderen Kollektorreihe mit Dampf. Dies führt zu Kondensationsschlägen mit Amplituden von etwa + 400 mbar bis – 800 mbar an der Druckmessstelle in unmittelbarer Nähe am Kollektoranschluss. Diese Kondensationsschläge können zwar akustisch unangenehm sein, stellen hier aber keine kritische Systembelastung dar.

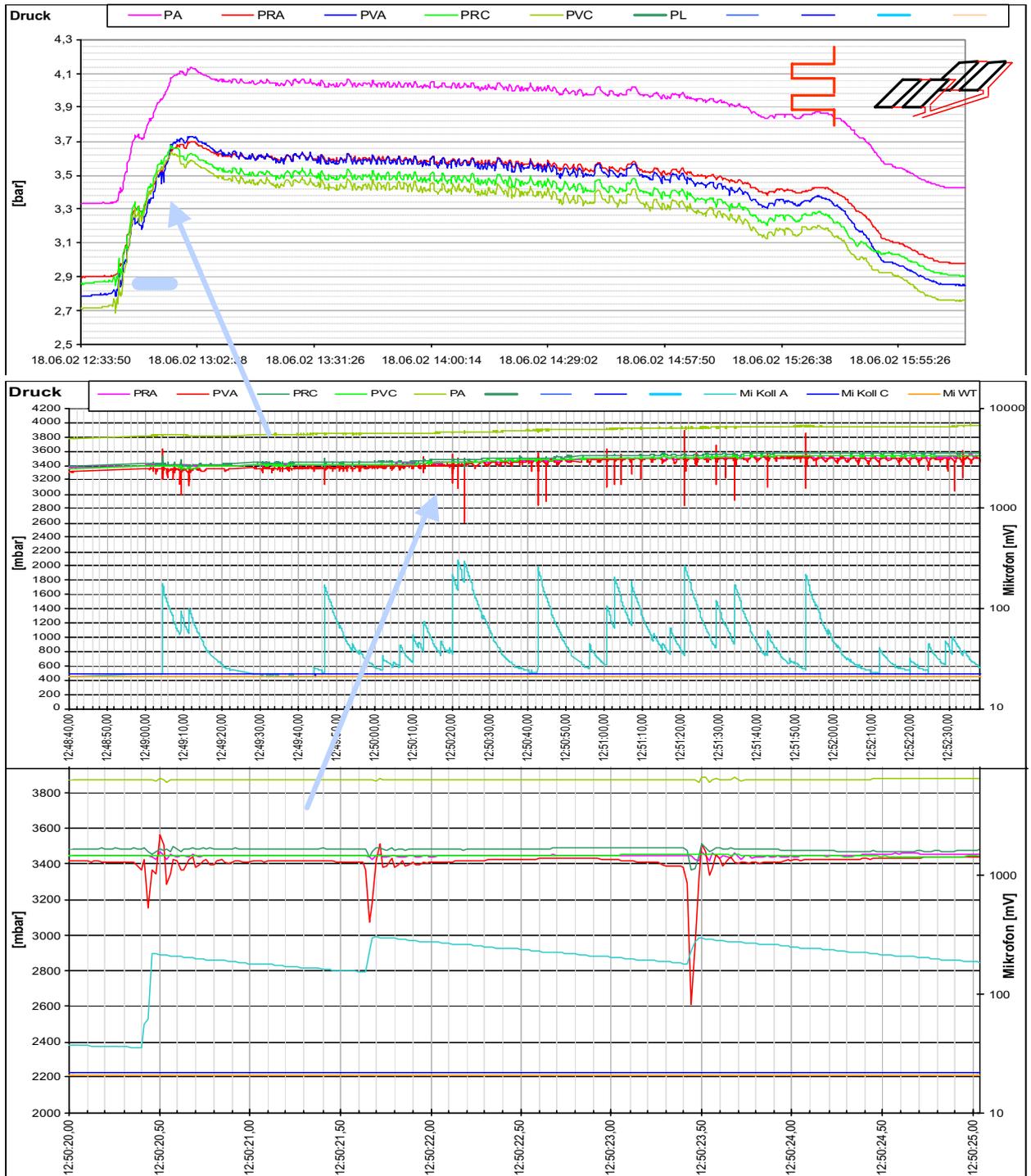


Abbildung 95: Schnelle Druckereignisse der Variante Serpentine, 2P, Reihen-2S.

Oben: Übersicht. Druckverlauf eines gesamten Stagnationsverlaufes während eines wolkenlosen Tages. Während der Entleerungsphase traten Kondensationsschläge auf.

Mitte: Detail. Die Kondensationsschläge wurden während der Minima periodischer Schwingungen (Periodendauer 2,5 sec) am Anschluss des Verbindungsrohres der vorderen Reihe, in der Nähe der Schallquelle, registriert. Maxima +400 mbar, Minima: – 800 mbar. Ein Mikrofon zeigt korrelierende Signale.

Unten: Detailausschnitt: Die Druckimpulse haben etwa 50 ms Breite.

PA: Druck am Ausdehnungsgefäß,

PRA, PVA: Druck an vorderer Kollektorreihe Rücklauf- bzw. Verbindungsrohranschluss

PRC, PVC: Druck an hinterer Kollektorreihe Verbindungsrohr- bzw. Vorlaufanschluss

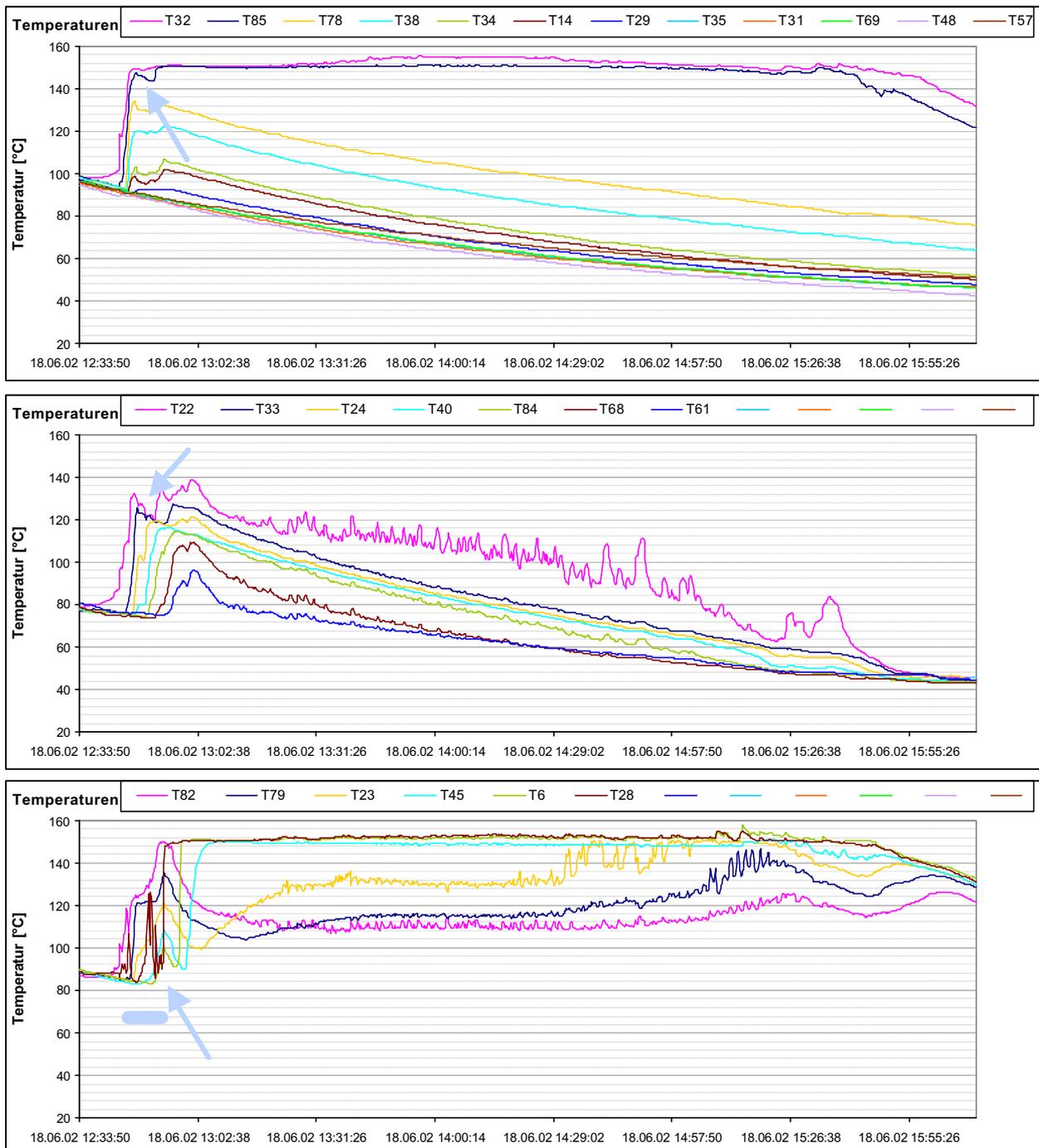


Abbildung 96: Temperaturen in den Vor-, Verbindungs- und Rücklaufleitungen zu den in Abbildung 95 dargestellten schnellen Druckereignissen (blauer Pfeil) der Variante Serpentine, 2P, Reihen-2S.

Oben: Temperaturen im Verlaufe der Vorlaufleitung.

Mitte: Temperaturen im Verlaufe der Rücklaufleitung - keine Dampfbildung.

Unten: Temperaturen im Verlaufe der Verbindungsleitung. Hier wird während der Entleerungsphase (blauer Balken) Flüssigkeit zuerst etwas nach hinten und dann nach vorne geschoben. Anschluss Verbindungsleitung hinten: T82, vorne: T28

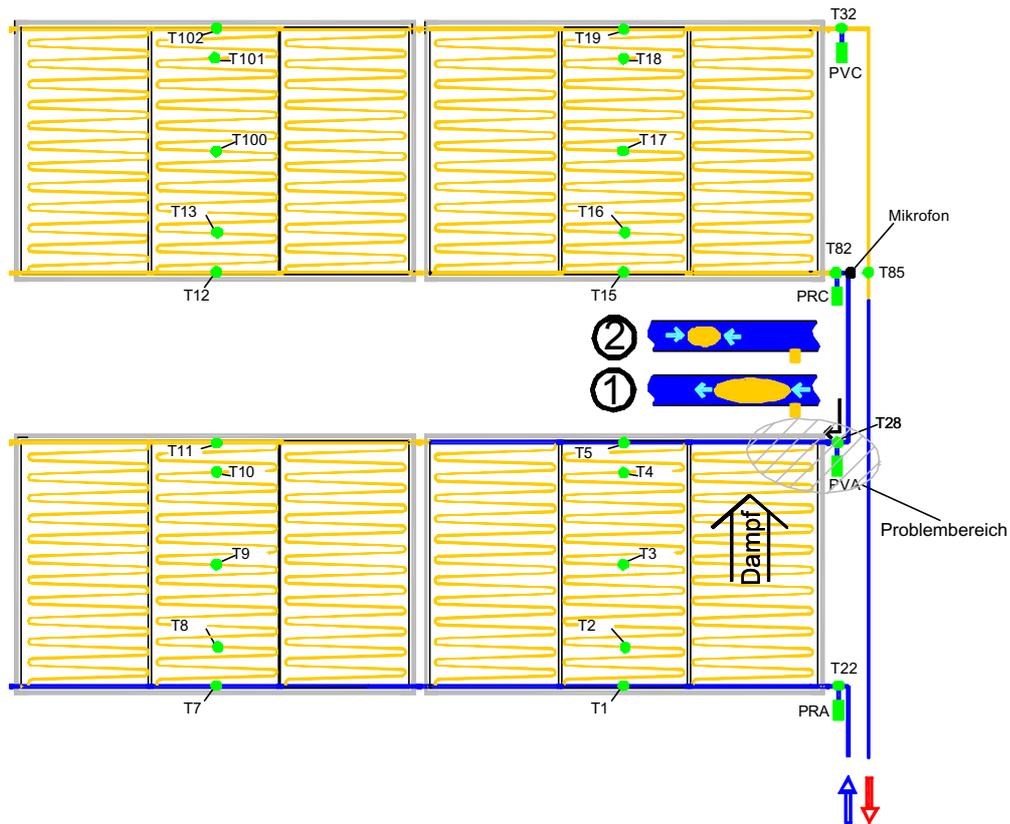


Abbildung 97: Rekonstruierter Füllzustand in den Kollektoren und in den Vor-, Verbindungs- und Rücklaufleitungen während der in Abbildung 95 dargestellten schnellen Druckereignisse der Variante Serpentine, 2P, Reihen-2S. Blau → flüssig, gelb → Dampf.

Durch Druckentwicklung im hinteren Kollektor wird die Flüssigkeitssäule in der Verbindungsleitung im Bereich der Temperaturmesspunkte T82 bis T28 und etwa T5 nach vorne gedrückt. Gleichzeitig strömt der im vorderen Kollektor entwickelte Dampf über die Anschluss-T-Stücke der Absorberrohre in diesen Flüssigkeitsstrom. Er wird dort als Dampfblase eingeschlossen, weitergeschoben und kondensiert dann innerhalb des Sammelrohres. Dies führt zu einer schlagartigen Druckabsenkung.

3.4.5.3 Schnelle Druckereignisse der Variante Hor. TM2S, Reihen-2S, 2P

In Abbildung 98 bis Abbildung 99 sind Kondensationsdruckschläge und der rekonstruierte Füllstand der Kollektoren und Anschlussleitungen zum Zeitpunkt der Dampfschläge dargestellt. In der Vorlauf-Verbindungsleitung der beiden hinteren Kollektoren mischt sich in die Vorlaufleitung geschobene Flüssigkeit im Bereich des Anschluss – T – Stückes mit Dampf. Dies führt zu einigen Kondensationsschlägen mit Druckabfällen von bis zu 1,4 bar (in der Dampfphase gemessen) in unmittelbarer Nähe am Kollektoranschluss. Diese Kondensationsschläge können zwar akustisch unangenehm sein, stellen hier aber keine kritische Systembelastung dar.

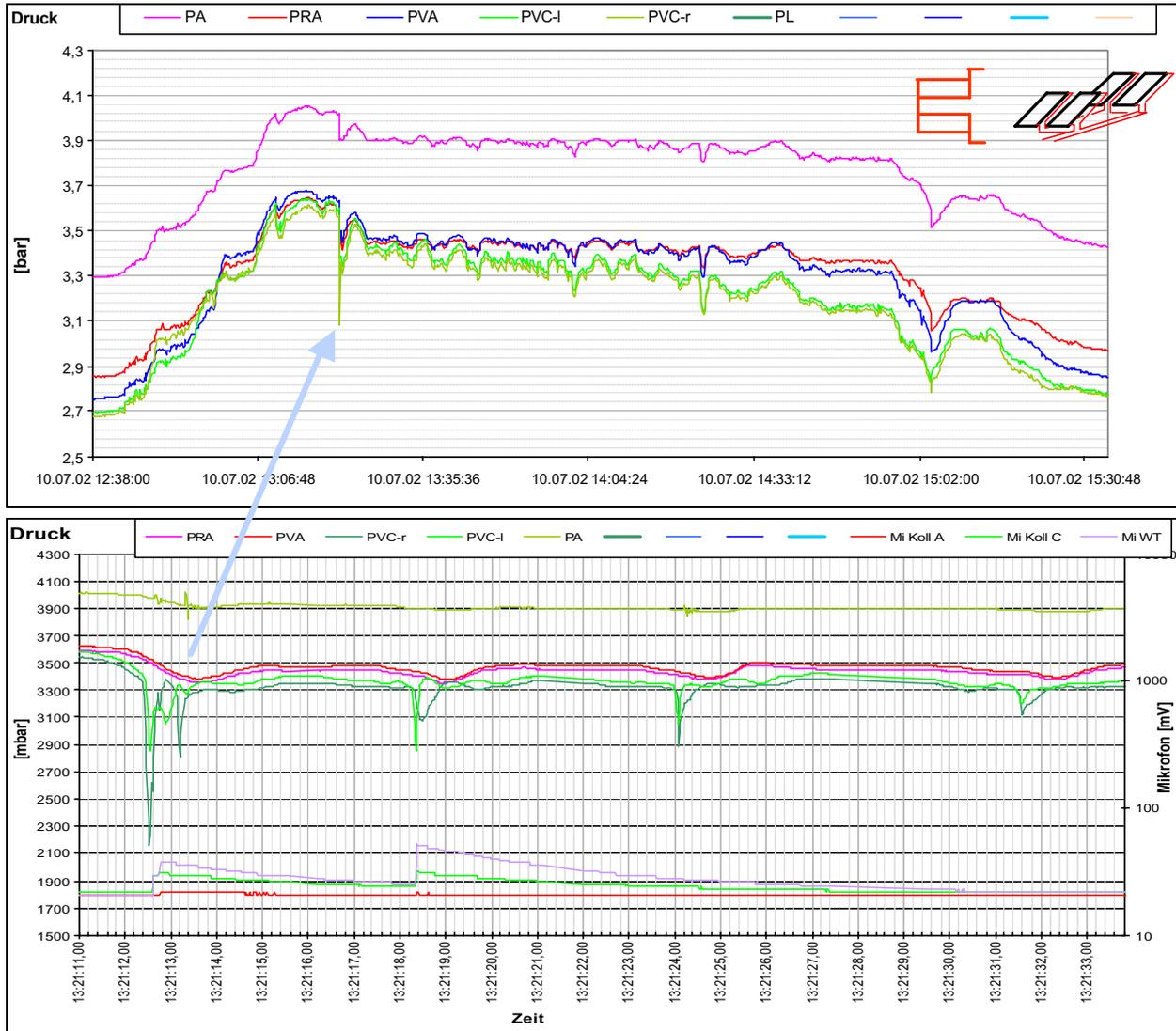


Abbildung 98: Schnelle Druckereignisse der Variante Hor. TM2S, Reihen-2S, 2P.

Oben: Übersicht. Druckverlauf eines gesamten Stagnationsverlaufes während eines nahezu wolkenlosen Tages. Kondensationsschläge im Verlaufe der Phase 4.

Unten: Detail. Eine kurze Folge von Kondensationsschlägen wurde an den Vorlaufanschlüssen der hinteren beiden Kollektoren in der Dampfphase registriert. Druckabfall um 1,4 bar. Die Mikrofone zeigten korrelierende Signale.

PA: Druck am Ausdehnungsgefäß,

PRA, PVA: Druck am Kollektor Rücklauf- bzw. Verbindungsrohranschluss rechts vorne .

PVC-r, PVC-I: Druck an den hinteren Kollektor - Vorlaufanschlüssen rechts, bzw. links.

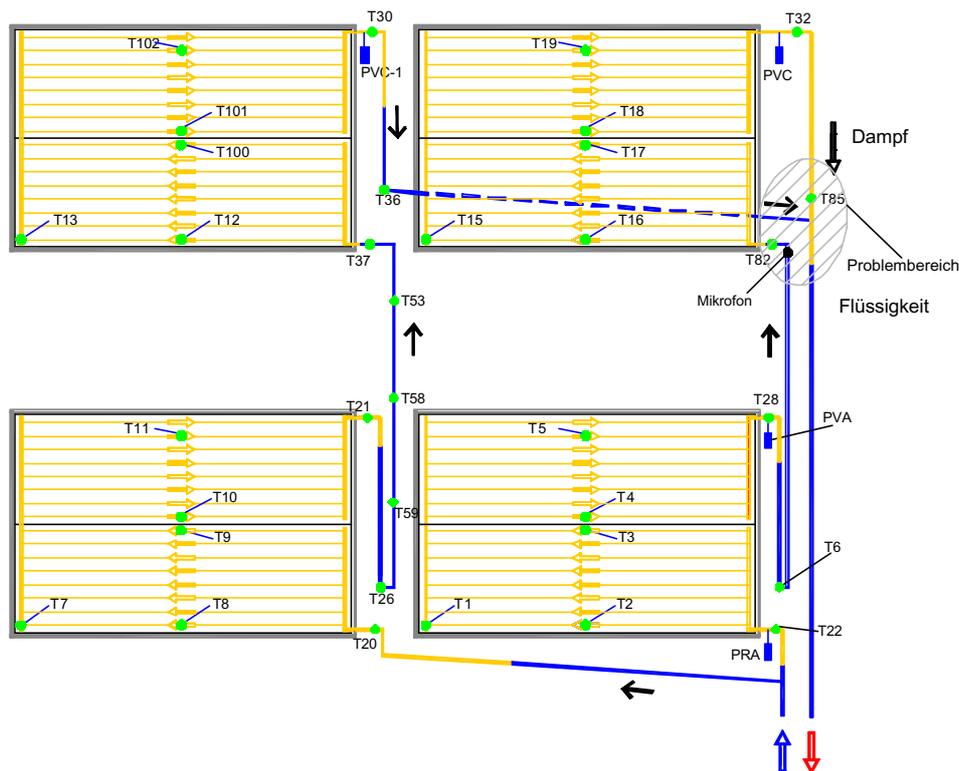


Abbildung 99: Rekonstruierter Füllzustand in den Kollektoren und in den Vor-, Verbindungs- und Rücklaufleitungen während der in Abbildung 98 dargestellten schnellen Druckereignisse der Variante Hor. TM2S, Reihen-2S, 2P. Blau → flüssig, gelb → Dampf

Durch Dampfbildung in den beiden hinteren Kollektoren wird die Flüssigkeitssäule in der Verbindungsleitung im Bereich der Temperaturmesspunkte T36 bis T85 in die Vorlaufleitung gedrückt und gleichzeitig Dampf über T85 hinaus nach unten gedrückt. Es kommt deshalb im Bereich des T-Stückes nahe bei T85 zu einem Einschluss von Dampf in Flüssigkeit. Diese Dampfblasen werden weitergeschoben und kondensieren dann innerhalb des Vorlaufrohres. Dies führt zu einer schlagartigen Druckabsenkung.

3.4.5.4 Schnelle Druckereignisse der Variante Hor. TM, 2S, Reihen-2S

In Abbildung 100 bis Abbildung 101 sind Kondensationsdruckschläge und der rekonstruierte Füllzustand der Kollektoren und Anschlussleitungen zum Zeitpunkt der Dampfschläge dargestellt. In der Verbindungsleitung der hinteren Kollektorreihe mit der vorderen Kollektorreihe nach vorne geschobene Flüssigkeit mischt sich im Bereich der Sammelrohr-T-Stückes mit Dampf. Dies führt zu einigen Kondensationsschlägen mit Druckabfällen von bis zu 1 bar (in der flüssigen Phase gemessen). Diese Kondensationsschläge können zwar akustisch unangenehm sein, stellen hier aber keine kritische Systembelastung dar.

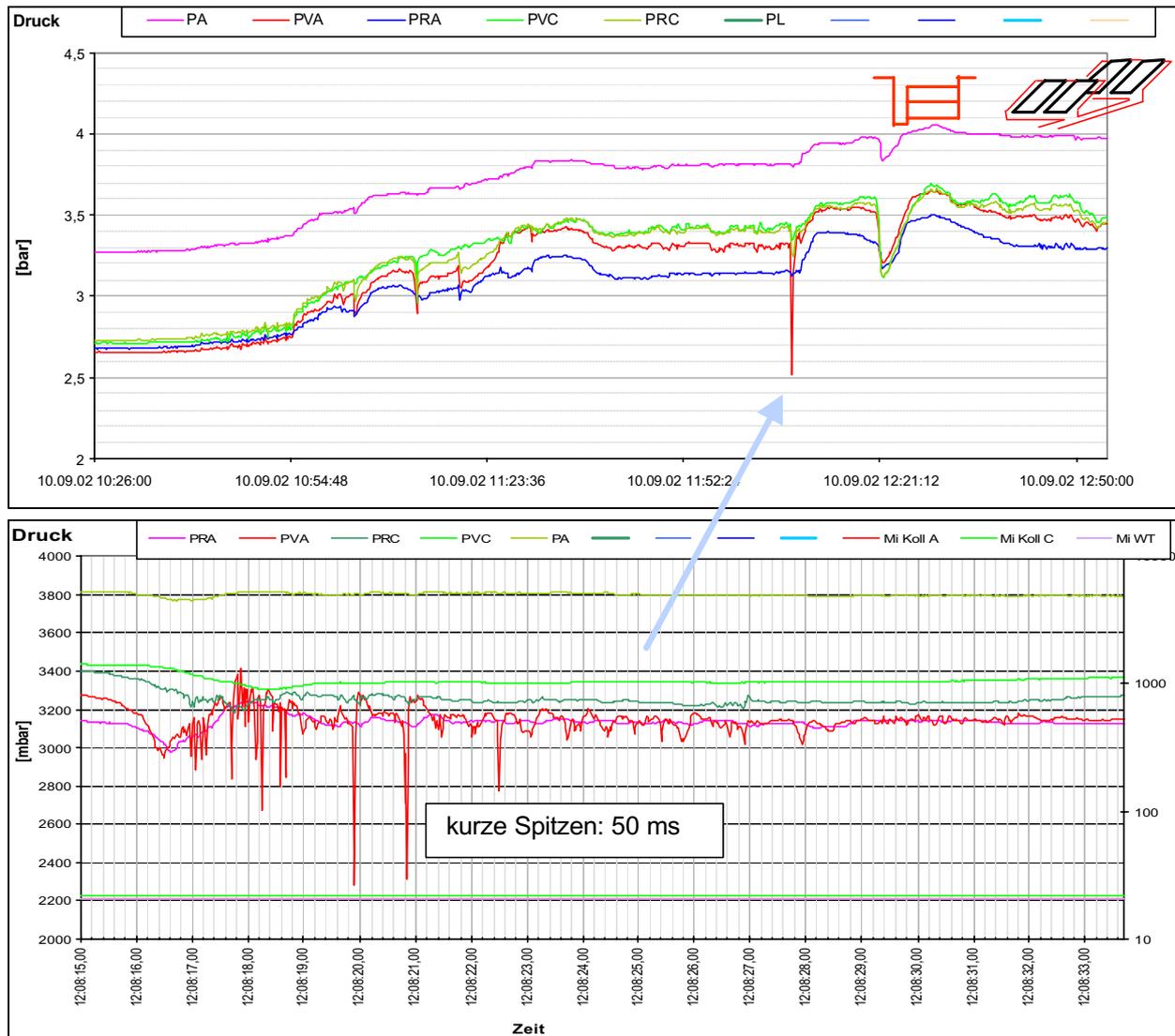


Abbildung 100: Schnelle Druckereignisse der Variante Hor. TM, 2S, Reihen-2S.

Oben: Übersicht. Druckverlauf eines Stagnationsverlaufes während eines anfangs wolkenlosen Tages. Kondensationsschläge im Verlaufe der Entleerungsphase.

Unten: Detail. Eine kurze Folge von Kondensationsschlägen wurde am Anschluss der Verbindungsleitung der vorderen beiden Kollektoren in der Dampfphase registriert. Druckabfall um 1 bar. Die Mikrofone zeigten keine Signale.

PA: Druck am Ausdehnungsgefäß,

PRA, PVA: Druck an vorderer Kollektorreihe Rücklauf- bzw. Verbindungsrohranschluss

PRC, PVC: Druck an hinterer Kollektorreihe Verbindungsrohr- bzw. Vorlaufanschluss

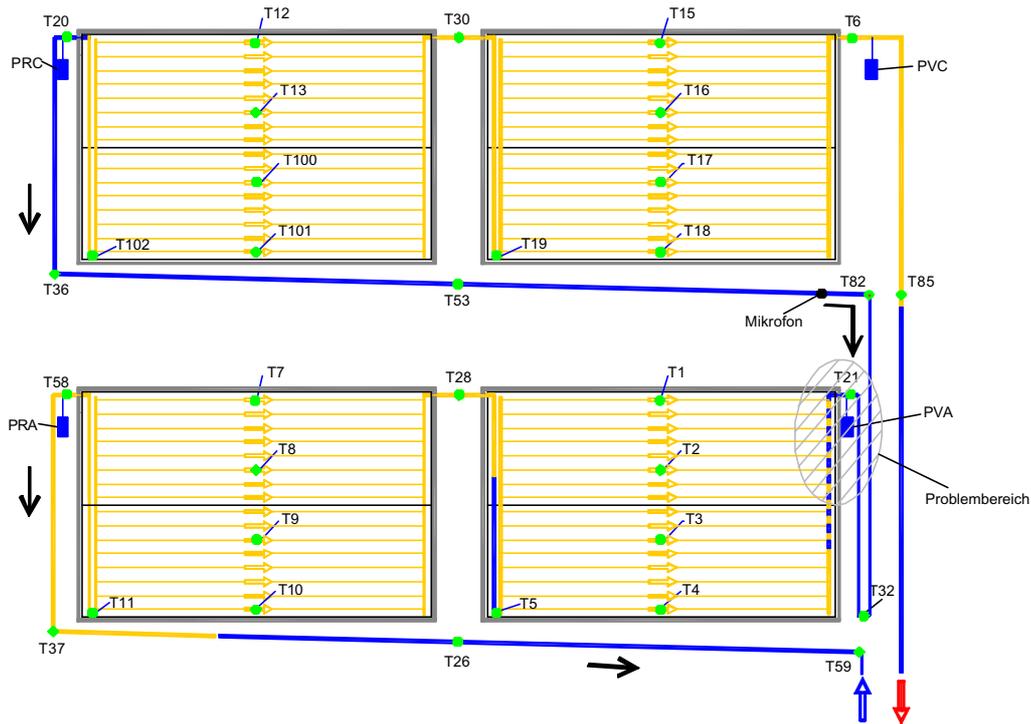


Abbildung 101: Rekonstruierter Füllzustand in den Kollektoren und in den Vor-, Verbindungs- und Rücklaufleitungen während der in Abbildung 100 dargestellten schnellen Druckereignisse der Variante Hor. TM, 2S, Reihen-2S. Blau → flüssig, gelb → Dampf

Durch Dampfbildung in den beiden hinteren Kollektoren wird die Flüssigkeitssäule in der Verbindungsleitung im Bereich der Temperaturmesspunkte T20 bis T21 in den vorderen Kollektor gedrückt und kann dort im Sammelrohr nach unten fließen. Es kann deshalb im Bereich der T-Stücke des Sammelrohres zu Einschlüssen von Dampf in Flüssigkeit kommen. Diese Dampfblasen werden weitergeschoben und kondensieren dann innerhalb des Sammelrohres. Dies führt zu einer schlagartigen Druckabsenkung.

3.4.6 Kondensationsschläge – zusammenfassende Erkenntnisse aus den Messreihen

Von zahlreichen möglichen Ursachen für Dampfschläge treten hauptsächlich zwei während des Stagnationsvorganges bei Solaranlagen auf:

- Durch Kondensat induzierte Dampfschläge in einer Dampfströmung. Dabei streicht Dampf über Flüssigkeit (meist Kondensat) und kann dadurch Anlass zu Wellenbildung geben. Dadurch kann es zu eingeschlossenen Dampfbereichen kommen, die in weiterer Folge kondensieren. Die zwei angrenzenden Flüssigkeitssäulen schlagen dann aufeinander und an die Rohrwand und erzeugen Druckspitzen und Geräusche. Ähnliches gilt auch für Rohrabsenkungen in denen sich Kondensat ansammelt und dieses in weiterer Folge Dampf einschließen kann.

Kritische Stellen: Längere horizontale Leitungen und Rohrabsenkungen (Tiefpunkte).

Vermeidung: Möglichst Vor- und Zulaufleitungen ab Kollektor fallend verlegen.

- Einschluss von Dampfbereichen zwischen Flüssigkeitssäulen in einem Rohr an T-Stücken: Wenn eine Dampfströmung und eine Flüssigkeitsströmung an einem T-Stück zusammentreffen, kommt es, wie schon oben beschrieben, zu Dampfeinschlüssen mit folgenden Kondensationsschlägen.

Kritische Stellen: T-Stücke im Kollektor (Sammelrohre - Absorberrohre) und bei Verbindungsleitungen von parallelgeschalteten Kollektoren

Vermeidung: Es kann nur die Häufigkeit durch gutes Entleerungsverhalten vermindert werden. Je nach Systemdetails können Kondensationsschläge kaum verhindert werden.

Lokal (am Ort der Entstehung) können Druckspitzen hoch sein, sodass druckempfindliche Bauelemente ansprechen bzw. beschädigt werden können (Berstscheiben als Überdrucksicherungselemente). Darüber hinaus sind Schäden durch Kondensationsschläge in Solaranlagen bisher nicht bekannt geworden. In einem Abstand vom Ort der Entstehung wurden nur moderate Druckspitzen, meist in Form von Druckminderungen (bis etwa 1,5 bar) gemessen. Ist das Sicherheitsventil in größerem Abstand (einige Meter) von kritischen Stellen entfernt montiert, ist sein Ansprechen eher unwahrscheinlich.

Generell hilft gutes Entleerungsverhalten von Kollektoren und Systemen einige Ursachen von Druckschlägen zu vermeiden und die Häufigkeit ihres Auftretens stark zu vermindern.

4 Das Stagnationsverhalten von Systemen

Bisherige Untersuchungen zum Stagnationsverhalten von thermischen Solarsystemen ergaben, dass nicht nur die Beschaffenheit von Einzelkollektoren sondern auch die Verschaltung, die Rohrführung, die Anordnung der Systemkomponenten, die Dimensionierung des Ausdehnungsgefäßes, die Belastbarkeit des Wärmeträgers sowie die Regelung wesentliche Einflussfaktoren sind. Innerhalb dieses Projektes wurde neben den schon behandelten Gesichtspunkten zu Kollektoren und Verschaltungen die weiteren Einflussgrößen auf das Stagnationsverhalten behandelt und untersucht. Im nachfolgenden Kapitel werden die Einflussgrößen spezifiziert und praxistaugliche Lösungsansätze zur Bewertung und Definition von stagnationssicheren Solarsystemen vorgestellt.

4.1 Das Entleerungsverhalten des Gesamtsystems

Wie schon in den Kapiteln 2 (Einzelkollektoren) und 3 (Kollektorverschaltungen) ausführlich behandelt, ist das Entleerungsverhalten des Solarsystems ein entscheidender Faktor für das Stagnationsverhalten. Nicht nur auf die hydraulische Beschaffenheit von Einzelkollektoren bzw. der Verschaltung von Kollektorfeldern ist hier besonderer Wert zu legen, sondern auch auf die Führung der Vor- und Rücklaufleitungen sowie die Anordnung der Hydraulikkomponenten kommt es an. Nachdem die ersten beiden Einflussparameter schon umfassend in den Kapiteln 2 und 3 behandelt wurden, zielen die nachfolgenden Kapitel auf die beiden letztgenannten Gesichtspunkte ab.

4.1.1 Zusammenschaltung von Kollektorfeldern

Werden Kollektorfelder in der in Abbildung 102 gezeigten Weise verschaltet, so kommt es auch bei gut entleerenden Einzelkollektoren im ungünstigen Fall (rechts) zu einer länger anhaltenden großen Dampfreichweite. Durch geringe individuelle Unterschiede wird einer der beiden Kollektoren in Phase 2 früher für Dampf durchlässig. Dies verhindert das vollständige Entleeren des zweiten. Dampfentwicklung aus diesem führt zu einer Kreisströmung, wobei Dampf zum Teil in der gezeigten Kondensationsstrecke wieder kondensiert und diesen Kreislauf weiter mit Flüssigkeit speist. Der restliche Dampf führt zu einer großen Dampfreichweite im System.

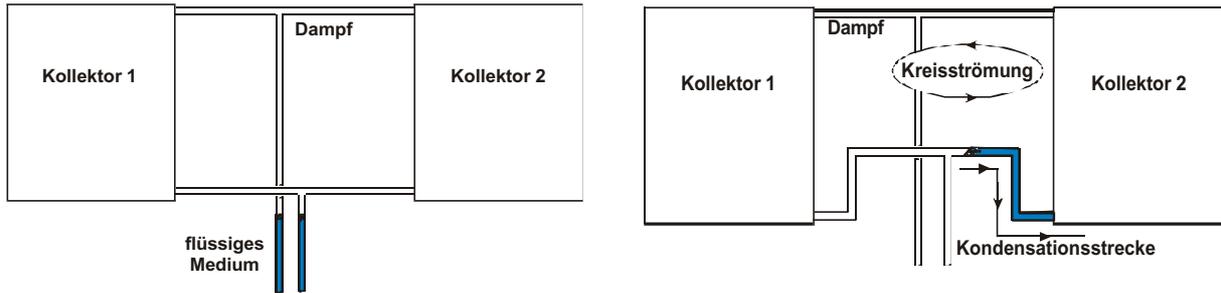


Abbildung 102: Zusammenschaltung von Kollektorfeldern
Links: günstiges Entleerungsverhalten
Rechts: ungünstiges Entleerungsverhalten

4.1.2 Anordnung der Systemkomponenten

Die Position des Rückschlagventils relativ zur Lage des Anschlusses des Ausdehnungsgefäßes ist von wesentlicher Bedeutung (Abbildung 103). Ist das Rückschlagventil zwischen Ausdehnungsgefäß und Rücklaufanschluss des Kollektors (Rücklaufleitung) angeordnet, so verhindert dies eine Entleerung des Kollektors in Phase 2 über diese Leitung. Eine sehr große Menge Restflüssigkeit wird dann lange Zeit verdampfen und Dampf wird über die Vorlaufleitung sehr weit in das System vordringen, da überdies auch die Rücklaufleitung zur Abgabe der Kondensationsenergie entfällt (siehe auch Abbildung 90 und Abbildung 91). Auch gut entleerende Kollektoren können auf diese Weise zu schlecht entleerenden Systemen führen.

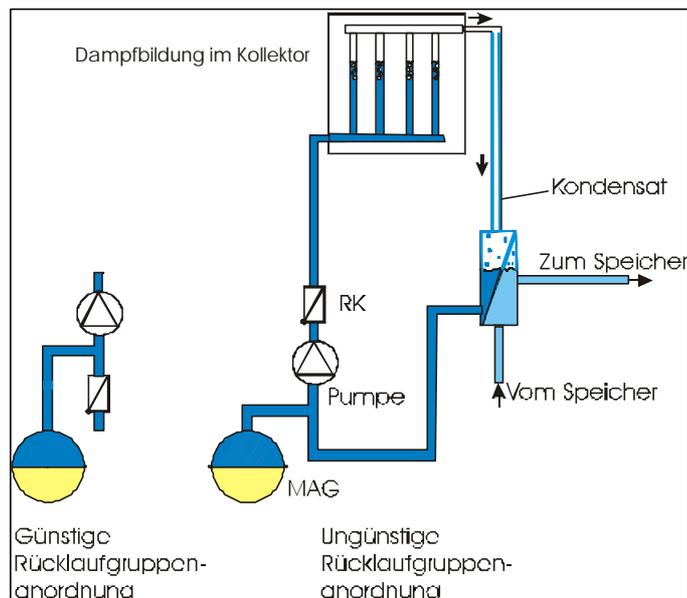


Abbildung 103: Anordnung des Rückschlagventils
Links: günstiges Entleerungsverhalten
Rechts: ungünstiges Entleerungsverhalten

4.2 Die spezifische Dampfleistung - Maßzahl zur Beurteilung des Stagnationsverhaltens

Die spezifische maximale Dampfleistung (W/m^2) erwies sich als die aussagekräftige Maßzahl mit der die Dampfreichweite eines bestimmten Systems errechnet werden kann. Sie tritt zum Zeitpunkt des maximalen Druckes eines Stagnationsvorganges auf. In Abbildung 104 sind Druckverläufe unterschiedlich entleerer Systeme dargestellt, wie sie entsprechend der vorliegenden Untersuchungen (ohne Berücksichtigung kurzdauernder Druckschwankungen einzelner Systemarten) schematisch dargestellt werden können. Hier ist das Maß der Druckerhöhung über das Niveau des sehr gut entleeren Systems hinaus (brauner Pfeil) etwa ein Maß für die Entwicklung der spezifischen maximalen Dampfleistung.

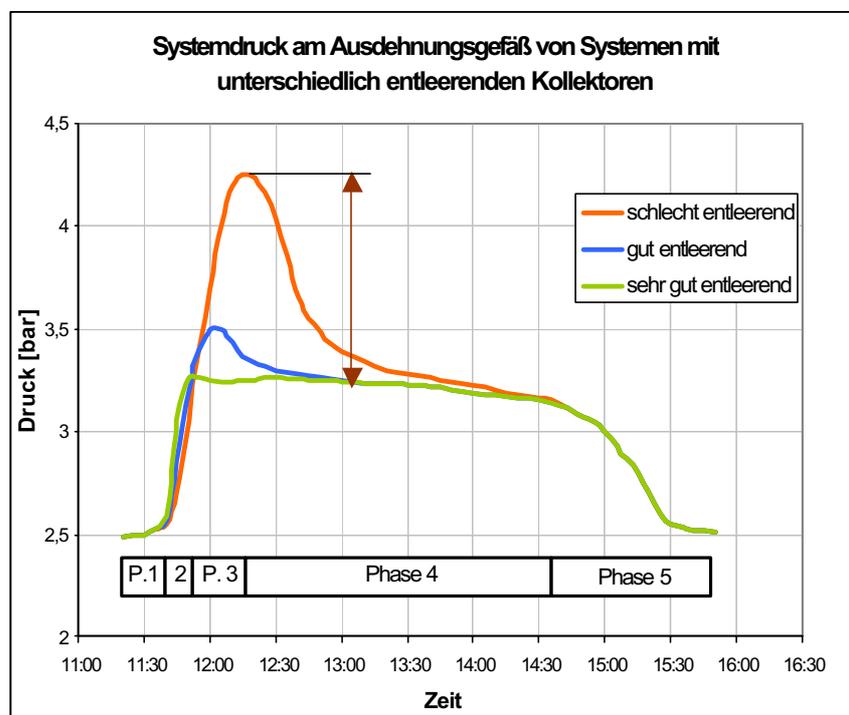


Abbildung 104: Schematische Darstellung des Systemdrucks am Ausdehnungsgefäß von unterschiedlich entleerenden Kollektoren, bzw. Systemen. Die Stagnationsphasen 1 bis 5 sind am Beispiel des schlecht entleeren Systems eingezeichnet. Der Druckverlauf des sehr gut entleeren Systems entspricht einer Dampfentwicklung, die nur den unmittelbaren Kollektorbereich (Anschlussleitungen bis unteres Niveau des Kollektors) umfasst; der des schlecht entleeren Systems zeigt anfangs ein tiefes Vordringen des Dampfes in das System an. Wenn dieser Kollektor leergedampft ist, erreicht dieses System den gleichen Zustand wie das sehr gut entleerende. Brauner Pfeil: Druckerhöhung über den Maximaldruck des sehr gut entleeren Systems.

Die **spezifische maximale Dampfleistung** ist abhängig von:

- Entleerverhalten des Systems:
 - gutes Entleerverhalten: Niedere Dampfleistung
 - schlecht Entleerverhalten: Hohe Dampfleistung

- Solare Einstrahlung: Die Dampfleistung steigt mit steigender Einstrahlung (kurzfristig – entsprechend den Vorgängen bei Stagnation - muss mit 1200 W/m^2 gerechnet werden).
- Systemdruck: Hoher Systemdruck bringt zwar geringere Dampfleistung aber auch höhere Sattdampftemperaturen (höhere Belastung des Mediums); eine Optimierung ist deshalb notwendig (Kapitel 4.4.2).
- Umgebungstemperatur: Steigende Umgebungstemperatur bringt ein geringes Ansteigen der Dampfleistung.

Aufgrund der vorliegenden Untersuchungen wurde festgelegt, **zwei Klassen von Systemen** bezüglich ihres Entleerungsverhaltens **quantitativ zu unterscheiden**. Die folgenden Angaben gelten für Flachkollektoren, eine solare Einstrahlung von 1200 W/m^2 in Kollektorebene und einen Systemdruck von etwa 2 bar:

- gutes Entleerungsverhalten: spez. maximale Dampfleistung $\leq 50 \text{ W/m}^2$
- schlechtes Entleerungsverhalten: spez. maximale Dampfleistung $> 50 \text{ W/m}^2$ bis etwa 120 W/m^2
beim untersuchten Vakuumröhrenkollektor ist mit einer spez. maximalen Dampfleistung bis etwa 140 W/m^2 zu rechnen

Diese Werte gelten für die schematisch in Abbildung 105 dargestellten Kollektortypen (obere bzw. untere Reihe).

Das **wesentliche Unterscheidungsmerkmal** dieser beiden Klassen ist die Art der Sammelrohr- bzw. Kollektoranschlüsse: Während bei den schlecht entleerenden Kollektoren immer beide Anschlüsse oben sind, ist bei den gut entleerenden zumindest einer unten. Bei den letzteren ist es für die maximale spezifische Dampfleistung dabei nicht von wesentlicher Bedeutung ob ein tief liegender Anschluss dann (auch innerhalb des Kollektors) wieder hoch gezogen wird (siehe Typ: Testkollektor 2C Hor. TM (Abbildung 13).

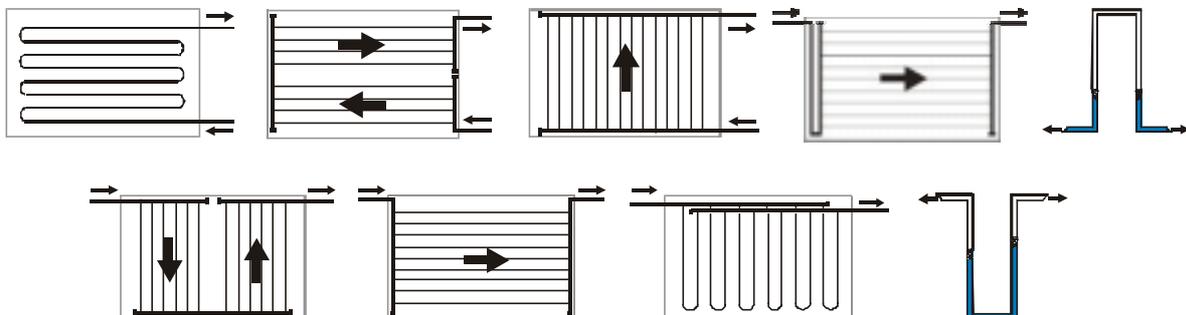


Abbildung 105: Kollektortypen mit unterschiedlichem Entleerungsverhalten. Oben: günstiges Entleerungsverhalten (zumindest ein Kollektor- bzw. Sammelrohranschluss ist unten), unten: ungünstiges Entleerungsverhalten (beide Kollektor- bzw. Sammelrohranschlüsse sind oben), rechts: jeweiliges Grundschema.

Konkrete Aussagen zu den gemessenen spez. Dampfleistungen der einzelnen Kollektoren und Verschaltungsvarianten sind in Tabelle 7 enthalten. Nicht vermessene Kollektortypen können entsprechend der Angaben einer der beiden Klassen zugeordnet werden.

4.3 Bestimmung der Dampfreichweite

Mit den Angaben aus Kapitel 4.2 kann nun die Dampfreichweite in einem konkreten System und die eventuelle Notwendigkeit einer Verbesserungsmaßnahme zur Einschränkung der Dampfreichweite errechnet werden. Dazu ist es notwendig, die spezifische Verlustleistung der Vor- und Rücklaufrohre und eventueller Verbindungsrohre zwischen den Kollektoren im Stagnationsfall zu kennen.

In Tabelle 9 sind errechnete spezifische Verlustleistungen von Rohren in Abhängigkeit von Rohrdimension, empfohlener Dämmstärke und Siedetemperatur, für eine Umgebungstemperatur von 25 °C dargestellt. Dabei wurden für den Dämmstoff eine mittlere Wärmeleitfähigkeit von 0,046 W/mK ($\lambda_{20} = 0,04$ W/mK, $TK = 0,0001$ W/mK²) und für die Dämmstoffoberfläche eine Emissionskoeffizient von 0,1 (Alu-Kaschierung, ohne diese ergeben sich etwa 5 % höhere Werte), sowie natürliche Konvektion (Windstille) in Rechnung gestellt. Für eine Umgebungstemperatur von 30 °C erniedrigen sich die Werte um etwa 4%.

Tabelle 9: Verlustleistungen von gedämmten Rohren für empfohlene Dämmstärken für Innen- und Außenbereich

		Verlustleistung [W/m]	
Rohrdimension	Dämmstärke für Freibereich	bei 130 °C	bei 155 °C
Cu 18x1	30 mm	18,2	23,2
Cu 22x1	40 mm	17,9	22,7
Cu 28x1	40 mm	20,2	25,6
Cu 35x1,5	40 mm	22,8	28,9
Rohrdimension	Dämmstärke für Innenbereich	bei 130 °C	bei 155 °C
Cu 18x1	20 mm	21,5	27,3
Cu 22x1	30 mm	20,2	25,6
Cu 28x1	30 mm	22,9	29,1
Cu 35x1,5	40 mm	22,8	28,9

Mit diesen Angaben ist nun die Dampfreichweite (Summe aus Vor-, Rücklauf- und ev. Verbindungsrohren) aus der Dampfleistung mit der Annahme *Dampfleistung = gesamte Verlustleistung der Rohre* errechenbar.

Bei Verbindungsrohren zwischen den Kollektoren (z. B. Verbindungen zwischen Reihen) sollte man nur die senkrechten Rohrstrecken in Rechnung stellen, da entsprechend der vorliegenden Messergebnisse große Teile der horizontalen Rohrstrecken mit Flüssigkeit gefüllt bleiben können und nicht zur Abgabe der Dampfleistung zur Verfügung stehen.

Die Dampfleistung errechnet sich aus der spezifischen Dampfleistung entsprechend Tabelle 7 (für vermessene Systeme) bzw. aus einer Abschätzung durch Zuordnung in eine der beiden in Kapitel 4.2 angegebenen Klassen (für nicht vermessene Systeme) unter Berücksichtigung der in Kapitel 4 gemachten Aussagen und der Kollektorfläche.

Ist die daraus ermittelbare unter Dampf stehende Rohrlänge kritisch, d. h. temperatur-empfindliche Komponenten können erreicht werden, dann sind Verbesserungsmaßnahmen notwendig. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Dampfungwicklung bei günstig angeordnetem Rückschlagventil (Kapitel 4.1.2) bis auf etwa geodätisch gleiche Höhen in Vor- und Rücklaufleitung erfolgt, bzw. bei ungünstig angeordnetem Rückschlagventil nur die Vorlaufleitung zur Verfügung steht.

4.4 Dimensionierung des Membranausdehnungsgefäßes

Die umfangreichen Messungen und Analysen im gegenständlichen Projekt haben gezeigt, dass die bisher bekannten Vorgaben zur Dimensionierung des Ausdehnungsgefäßes in Solaranlagen (Terschüren, 1994), (Eder, et al., 1997) in der Regel zu optimistische Ergebnisse liefern, da in diesen Modellen die Vorgänge während Anlagenstagnation nicht entsprechend berücksichtigt sind.

Aus diesem Grund wird im folgenden ein angepasstes Dimensionierungsmodell für Membranausdehnungsgefäße definiert, das die aktuellen Erkenntnisse bezüglich des Stagnationsverhaltens berücksichtigt.

4.4.1 Angepasstes Formelwerk

Das Nennvolumen V_N des Ausdehnungsgefäßes (Gleichung 1) errechnet sich in bekannter Weise aus der Wärmedehnung des Gesamtwärmeträgerinhaltes V_G^*n , der Flüssigkeitsvorlage V_V , dem Dampfvolument V_D und dem Nutzeffekt N . Allerdings ist hier gegenüber der bisherigen Dimensionierung ein in der Regel wesentlich höheres Dampfvolument in Rechnung zu stellen. Es ist dies entsprechend der oben gemachten Angaben das Volumen aller vom Dampf erreichten Rohrleitungen und Komponenten (z. B. Stagnationskühler und / oder Vorschaltgefäß).

Beim Nutzeffekt N (Gleichung 3), der bisher aus Anlagenenddruck P_e und Gefäßvordruck P_0 errechnet wurde, kann in der neuen Berechnung ein eventuell möglicher (bedeutender) Höhenunterschied H_{diff} zwischen Ausdehnungsgefäß und Sicherheitsventil (können in der Praxis auch in verschiedenen Geschossen eines Gebäudes angeordnet sein, was zum Druckunterschied P_{diff} führt) berücksichtigt werden. Ebenso wird eine Temperaturänderung der Gasfüllung zwischen der Druckeinstellung (z. B. niedrige Umgebungstemperatur) und dem Betrieb (bis zu etwa 30 K Anstieg wurden gemessen) berücksichtigt, was bei üblichen Anlagenverhältnissen durch einen Quotienten von 0,9 mit ausreichender Genauigkeit berücksichtigt wird.

Diese Änderungen ergeben sich aus der Anwendung der allgemeinen Gasgesetze auf die vorliegenden Verhältnisse.

$$V_N > \frac{V_G * n + V_V + V_D}{N} \quad \text{Gleichung 1}$$

$$n = \frac{\rho_{kalt}}{\rho_{warm}} - 1 \approx 0,09 \quad \text{Gleichung 2}$$

$$N = \frac{P_e + P_{diff} + 1 - (P_0 + 1) / 0,9}{P_e + P_{diff} + 1} \quad \text{Gleichung 3}$$

$$P_{diff} = -H_{diff} * \rho_{kalt} * 9,81 / 100000 \quad \text{Gleichung 4}$$

V_N	Nennvolumen des Ausdehnungsgefäßes [l]
V_G	Gesamtvolumen des Wärmeträgers [l]
V_V	Flüssigkeitsvorlage [l]
V_D	maximales Dampfvolumen [l]
n	Ausdehnungsfaktor (~ 0,09 für Dehnung bis ~120 °C für 40% Propylenglykol)
N	Nutzeffekt des Ausdehnungsgefäßes, muss entsprechend Herstellerangaben ≤ 0,5 sein [-]
ρ	Dichte des Wärmeträgers[kg/m³]
P_e	Anlagenenddruck am Sicherheitsventil = <i>Ansprechdruck Sicherheitsventil</i> – 20% [bar]
P_0	Gefäßvordruck [bar]. Der Faktor 0,9 im Term $(P_0+1)/0,9$ steht für Temperaturänderungen im Gasraum durch die heiße Flüssigkeit.
H_{diff}	Höhenunterschied zwischen Ausdehnungsgefäß und Sicherheitsventil. $H_{diff} = \text{Montagehöhe Ausdehnungsgefäß} - \text{Montagehöhe Sicherheitsventil}$ [m]
P_{diff}	Druckdifferenz entsprechend H_{diff} [bar].

4.4.2 Optimierung von Vordruck , Fülldruck, Gefäßvorlage und Ansprechdruck des Sicherheitsventils

Folgende Gesichtspunkte sind für diesen Optimierungsvorgang maßgebend:

- Der für Ausdehnungsgefäße zulässige Nutzeffekt soll, entsprechend Herstellerangaben, einen Wert von 0,5 nicht übersteigen.
- Der Anlagendruck muss auch sicherstellen, dass einerseits ein ausreichender Druck am Kollektor auftritt um ein ev. Einsaugen von Luft über Entlüfter zu verhindern und andererseits am Pumpenzulauf ein ausreichender Druck herrscht um Kavitationserscheinungen zu vermeiden. Übliche im Primärkreis eingesetzte

Pumpen mit maximalen Förderhöhen von etwa 11 m benötigen hierfür am Saugstutzen einen Mindestdruck von 0,5 bar bei 95 °C.

- c) Aus Kostengründen sollen auch möglichst kleine Ausdehnungsgefäße (hoher Nutzeffekt) angestrebt werden.
- d) Die Gefäßvorlage soll auch dazu dienen, den aus dem Kollektor kommenden heißen Flüssigkeitsschwall auf die entsprechend Herstellerangaben maximal zulässige Temperatur von 90 °C abzukühlen. Vorschaltgefäße können damit entfallen.

Variantenrechnungen nach Gleichung 3 mit Sicherheitsventilen von 3, 4 und 6 bar Ansprechdruck unter Berücksichtigung der Forderungen nach Punkt a) bis c) führten zu folgender **optimaler Konfiguration**, wenn das Sicherheitsventil und das Ausdehnungsgefäß auf etwa gleicher Höhe sind (Höhenunterschied $\sim < 1\text{m}$):

Sicherheitsventil: 6 bar Ansprechdruck

Optimaler Gefäßvordruck: 2 bar (Überdruck)

damit erreichter Nutzeffekt: 0,43

Mit dem damit erreichten Nutzeffekt ist gewährleistet, dass auch bei ungenauen Druckeinstellungen im Zuge der Inbetriebnahme und anderen Toleranzen (Sicherheitsventil, Messgenauigkeit Manometer) das Ausdehnungsgefäß nicht überlastet wird.

Aus der Forderung nach Punkt d) wurde die notwendige Flüssigkeitsvorlage V_V im Ausdehnungsgefäß aus einer Mischungsrechnung (Gleichung 5) mit folgenden Annahmen dimensioniert: Maximal zulässige Temperatur im Ausdehnungsgefäß $T_{max} = 90\text{ °C}$, mittlere Temperatur des Primärkreises 90 °C , Anfangstemperatur der Flüssigkeitsvorlage $T_V = 50\text{ °C}$ (entsprechend bisheriger Messungen), im ungünstigsten Fall muss das gesamte Kollektorzvolumen V_K mit einer Temperatur von $T_K = 130\text{ °C}$ im Ausdehnungsgefäß aufgenommen werden. Bei der letzten Annahme bestehen noch größere Sicherheitsreserven (etwa Faktor 2, siehe Kapitel 3.4.3) und es könnte auch etwas kleiner dimensioniert werden.

$$V_V \geq V_K * \frac{T_K - T_{max}}{T_{max} - T_V} \quad \text{Gleichung 5}$$

V_V Flüssigkeitsvorlage [l]

V_K Kollektorzvolumen [l]

T_K Temperatur des Kollektorinhalts beim Erreichen des Ausdehnungsgefäßes [°C]

T_{max} Maximal zulässige Temperatur im Ausdehnungsgefäß [°C]

Aus diesen Annahmen folgt, dass die **Flüssigkeitsvorlage** etwa dem **Kollektorinhalt** entsprechen soll.

Für neun unterschiedliche Referenzanlagen (entsprechend Abbildung 106 und Tabelle 10) und Rücklaufgruppen mit - sofern notwendig - einem Stagnationskühler (siehe Kapitel 4.6, Abbildung 118, links) wurden Variantenrechnungen zur Ermittlung des

notwendigen Volumens des Ausdehnungsgefäßes durchgeführt. Ein Stagnationskühler wurde dann vorgesehen, wenn das Dampfvolumen bis in das Heizhaus reichen würde und somit Systemkomponenten (Rücklaufgruppe, Ausdehnungsgefäß, etc.) aufgrund zu hoher Temperaturbelastung gefährdet wären.

Für die spezifische Dampfleistung wurden dabei aus Tabelle 7 die ungünstigeren Werte für schlecht (103 W/m^2) bzw. gut entleerende (44 W/m^2) Kollektortypen (1A Hor. Nicht-TM bzw. Hor. TM2S, hoch-2S, 2P, Anlagenfülldruck 3,5 bar abs.) in Rechnung gestellt. Für die Rohrverluste kamen die in Tabelle 9 gezeigten Werte zur Anwendung.

Die Ergebnisse sind in Abbildung 107 dargestellt. Man erkennt, dass beim gut entleerenden Kollektor (Beispiel Hor. TM2S, hoch-2S, 2P) theoretisch erst ab 20 m^2 Kollektorfläche ein kurzer Stagnationskühler (siehe Kapitel 4.6) notwendig ist und Kühlerlängen bis maximal 1 m erforderlich sind. Beim schlecht entleerenden Kollektor (Beispiel 1A Hor. Nicht-TM) wäre theoretisch bereits ab 10 m^2 ein kurzer Stagnationskühler notwendig und die maximalen Kühlerlängen betragen bis zu 3 m. Das Volumen des Ausdehnungsgefäßes ist für beide Entleerungsvarianten für Kollektorflächen, bei denen ein Kühler einzusetzen ist, nahezu gleich, da der Kühler selbst nur ein sehr kleines Volumen besitzt. Nur bei sehr kleinen Anlagen, die keinen Kühler erfordern, ist das notwendige Ausdehnungsgefäßvolumen der zwei Entleerungsvarianten deutlich unterschiedlich.

Bei Dampfleistungen unter 30 W/m^2 ist für keine der Referenzanlagen ein Stagnationskühler mehr notwendig, der Dampf kann in den Rohrleitungen kondensieren.

Aus den in der Abbildung gezeigten Volumina der Ausdehnungsgefäße und den Flüssigkeitsvorlagen kann der für alle Referenzanlagen praktisch gleiche optimale Anlagenfülldruck errechnet werden:

Optimaler Fülldruck: 2,5 bar (Überdruck)

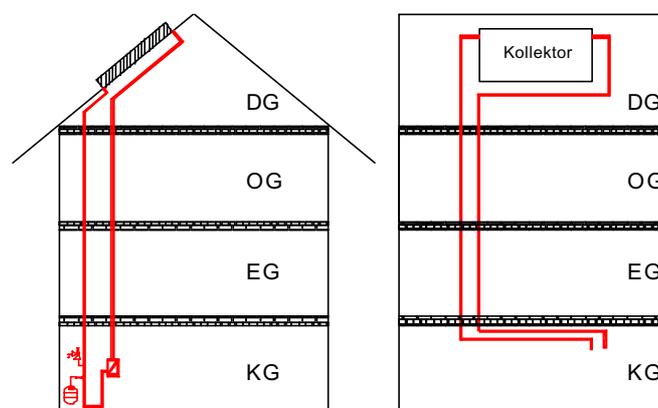


Abbildung 106: Schema der Referenzanlagen

Tabelle 10: Dimensionierung der Referenzanlagen

Variante	Bruttokollektorfläche [m ²]	Rohrlänge Technikraum [m]	Rohrlänge Steigleitung und Querverbindungen [m]	Rohrlänge Anschlussleitung - Kollektoren [m]	Rohrdimension [mm]
1	6	10	16	11	18x1
2	10	10	16	13	18x1
3	15	10	16	15,5	18x1
4	15	10	16	15,5	22x1
5	20	10	16	20	22x1
6	25	10	16	22	22x1
7	30	10	16	22	22x1
8	30	10	16	28	28x1
9	40	10	16	28	28x1

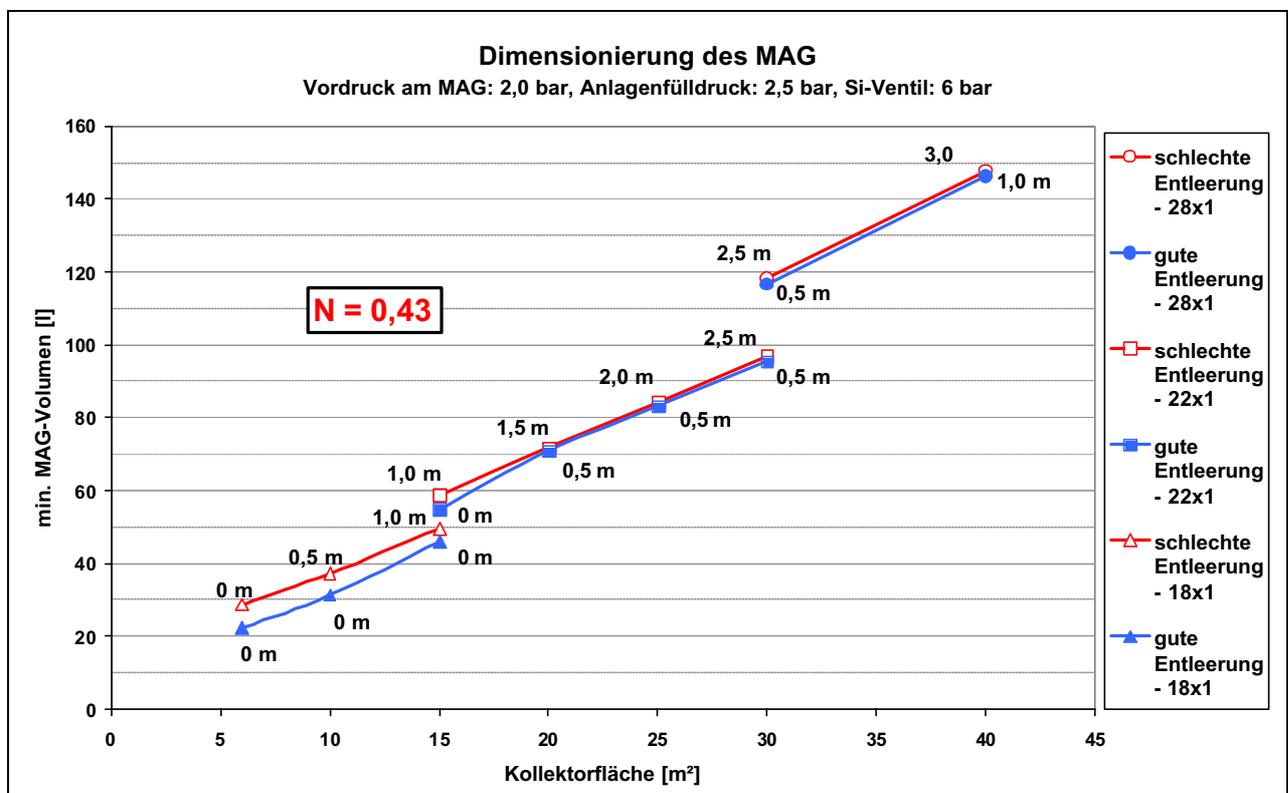


Abbildung 107: Minimale Volumina des Ausdehnungsgefäßes für die Referenzanlagen bei einem Nutzeffekt von 0,43. Die Längenangaben bedeuten die notwendige Kühlerlänge eines Kühlers nach dem Funktionsprinzip wie in Abbildung 118, links, dargestellt.

4.5 Definition von Belastungsgrenzen marktüblicher Wärmeträger und Auswirkungen auf das System

4.5.1 Der Wärmeträger in Solaranlagen - Anforderungen und Aufbau

Ein leistungsfähiger Wärmeträger muss eine Vielzahl unterschiedlicher Anforderungen erfüllen, um einen zuverlässigen, störungsfreien Betrieb von thermischen Solaranlagen langfristig zu gewährleisten. Hierzu gehören:

- Effiziente Wärmeübertragung
- Frostschutz
- Korrosionsschutz
- Verträglichkeit mit Dichtungsmaterialien
- Thermische Belastbarkeit
- Unentzündbarkeit
- Geringe Toxizität
- Umweltverträglichkeit
- Gutes Preis/Leistungs-Verhältnis

Aufgrund der in Mitteleuropa herrschenden klimatischen Bedingungen, ist das in punkto Wärmeübertragung optimale Medium Wasser bekanntlich nur bei Zusatz einer gefrierpunktniedrigenden Komponente verwendbar. Solarmedien basieren seit etwa zehn Jahren ausschließlich auf Propylenglykol (PG), das gegenüber dem deutlich preiswerteren und wärmetechnisch günstigeren Ethylenglykol den entscheidenden Vorteil der toxikologischen Unbedenklichkeit besitzt.

Reine PG/Wassergemische sind, unter den für Solaranlagen typischen Betriebsbedingungen, gegenüber den dort verwendeten Metallwerkstoffen enorm korrosiv. Die Gegenwart von Inhibitoren, die den korrosiven Angriff vorrangig durch Bildung hauchdünner Filme auf den Metalloberflächen verhindern, ist somit zwingend erforderlich. Da Inhibitoren zumeist nur einzelne Werkstoffe spezifisch schützen, muss eine Kombination wirksamer, dabei kompatibler und ökologisch verträglicher Substanzen gefunden werden. Der Wärmeträgerhersteller Tyforop Chemie GmbH (Industriepartner im gegenständlichen Projekt) empfiehlt für Flachkollektoren den Wärmeträger TYFOCOR® L. Mit diesem Wärmeträger (ca. 40 vol.-%ige Lösung) wurden auch die Testkollektoren der Messserie 1 (1A, 1B, 1C, 2B, 2C) befüllt. Tabelle 1 zeigt den Aufbau dieses Wärmeträgerkonzentrates. Das als konventionell bezeichnete Inhibitorpaket besteht aus festen Komponenten, die nur unter Zuhilfenahme einer geringen Menge Wassers im Propylenglykol löslich sind.

Tabelle 11: Allgemeiner Aufbau eines Standard-Wärmeträger-Konzentrates (TYFOCOR® L)

Komponente.	Gew.-%	Funktion
Propylenglykol	92-94	Frostschutz
Organische Salze	3-4	Eisenmetall-Schutz
Silikate	< 1	Aluminium-Schutz
Triazole	≤ 0.2	Buntmetall-Schutz
Wasser	3-4	Solvens f. Inhibitoren
Dispergatoren	0.1-0.3	Stab. Wasserhärte
Borax/KOH	< 1	Reservealkalität

Im Hinblick auf die Lebensdauer des Wärmeträgers kommt der Reservealkalität (RA) besondere Bedeutung zu. Grundsätzlich vollziehen sich bei Erwärmung von PG/Wassermischungen Abbaureaktionen des Glykols, in deren Verlauf u. a. Milch-, Oxal-, Essig- bzw. Ameisensäure entstehen (Rossiter et. al., 1983). Der Reservealkalität kommt die wichtige Aufgabe zu, diese sauer wirkenden Reaktionsprodukte über einen möglichst langen Zeitraum zu neutralisieren. Andernfalls würde der pH-Wert des Mediums schnell in den korrosionstechnisch gefährlichen Bereich < 7 absinken. Beschleunigt wird die Alterung des Fluids, die mit Dunkelfärbung, Trübung (Abbildung 108) und Entwicklung eines stechenden Geruchs einhergeht, durch hohe Temperaturen, ein großes O₂-Angebot und die Gegenwart von Metallionen.



Abbildung 108: Gealtertes Standard-Fluid (pH-Wert 6,8, rechts.) im Vergleich zum Ausgangszustand (pH-Wert 8,2)

Bildquelle: Tyforop Chemie GmbH

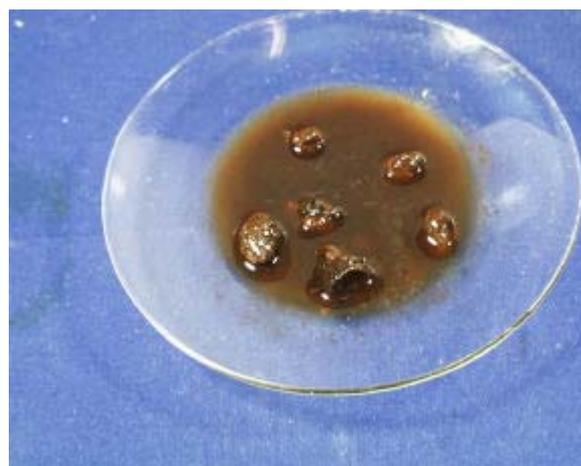


Abbildung 109: Stark geschädigtes Fluid mit unlöslichen Zersetzungsprodukten

Bildquelle: Tyforop Chemie GmbH

Die bei Anlagenstillstand ablaufenden systemtechnischen Vorgänge konnten durch Vorarbeiten der AEE INTEC bzw. durch messtechnische Untersuchungen im gegenständlichen Projekt sehr gut definiert werden. Die schon in Kapitel 1 beschriebenen Abläufe im Stagnationsfall sind neben Systembelastungen auch für die Belastungen des Wärmeträgers entscheidend.

Wird die Siedetemperatur des Mediums erreicht, so drücken lokal gebildete Dampfblasen schnell die Hauptmenge des Wärmeträgers aus dem Kollektor heraus, die thermische Belastung bleibt während der Phasen 1 und 2 gering. Anlagendesign und Kollektorhydraulik bestimmen die Zeitdauer der Phasen 3 und 4, innerhalb derer das Leersieden des Kollektors stattfindet. Verdampfbar sind jedoch nur Wasser und PG. Die Inhibitoren kristallisieren dagegen auf den heißen Oberflächen der Absorberrohre aus und unterliegen wegen der immer höheren Stillstandstemperaturen vermehrt der thermischen Zersetzung (Abbildung 109). Querschnittverengungen bis hin zur Verstopfung und verringerte Korrosionsschutzwirkung des Mediums sind oft die Folge.

Dieser Entwicklung Rechnung tragend wurde vom Industriepartner Tyforop ein speziell für thermisch hoch belastete Systeme konzipierter Wärmeträger unter dem Namen TYFOCOR[®] LS entwickelt und in den Markt eingeführt. Im Gegensatz zu den bis dato bekannten Medien besteht das Inhibitorsystem (inkl. Reservealkalität) nunmehr fast vollständig aus flüssigen, verdampfbaren Komponenten. Das ausschließlich als Fertigmischung erhältliche Produkt ist mit destilliertem Wasser auf einen Kälteschutz von -28 °C eingestellt. Somit entfällt auch der sonst bei Anmischung mit Trinkwasser unvermeidbare Eintrag von Härtebildnern in die Solaranlage. Grundsätzlich eingesetzt werden sollte dieser Wärmeträger bei thermisch speziell hoch belasteten Flachkollektorsystemen (beispielsweise bei sehr schlecht entleerenden Kollektorverschaltungen oder bei hohen Systemdrücken) bzw. vorzugsweise bei Vakuumröhrenkollektoren. Bei dem im gegenständlichen Projekt untersuchten Vakuumkollektor (System 2A) wurde TYFOCOR[®] LS als Wärmeträger verwendet.

4.5.2 Thermische Belastung von Solarfluiden – Grundlagen

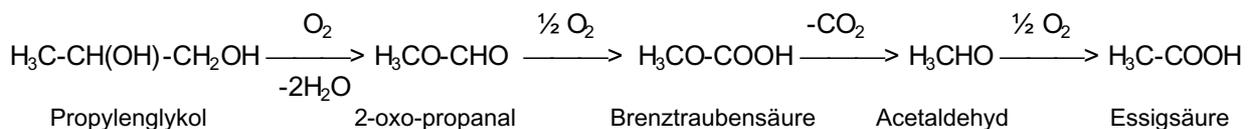
Die zurzeit für thermische Solarsysteme verwendeten Fluide basieren auf 1,2-Propylenglykol-Wasser-Mischungen, in denen das Diol den Gefrierpunkt des Wassers erniedrigt bzw. den Siedepunkt erhöht.

Molare Masse:	76.096 g/mol	CH ₃ -CH-CH ₂ -OH
Siedepunkt:	187.6 °C (1013 mbar)	
Erstarrungspunkt	-60 °C (1013 mbar)	OH

1,2-Propylenglykol (MPG) ist eine klare, farblose Flüssigkeit, viskos, schwer flüchtig, geruchlos, neutral und hygroskopisch. Es ist mit Wasser, niederen Alkoholen, Estern und Ketonen in jedem Verhältnis mischbar. Nur begrenzt oder gar nicht mischbar ist es dagegen unter anderem mit Ethern, höheren Alkoholen, Kohlenwasserstoffen oder Chlorwasserstoffen. Seine toxikologische Unbedenklichkeit ermöglicht vielfältige Ver-

wendung bei der Lebensmittel-, Kosmetik- sowie Arzneimittelherstellung und ist der Grund dafür, dass es, obwohl teurer und weniger effizient in der Wärmeübertragung, anstelle des gesundheitsschädlichen Ethylenglykols in Solarflüssigkeiten zur Anwendung kommt.

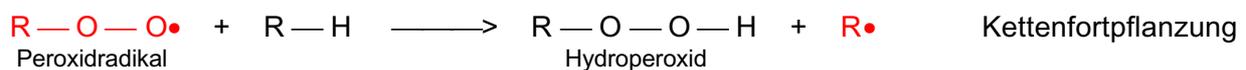
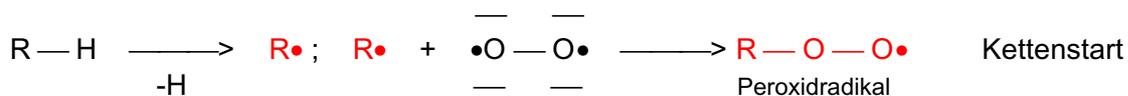
MPG geht die für Alkohole typischen chemischen Reaktionen ein, wobei die primäre gegenüber der sekundären Hydroxygruppe geringfügig reaktionsfähiger ist. In wässriger Lösung wird Propylenglykol – abhängig von Temperatur, Sauerstoff-Konzentration sowie der Gegenwart katalytisch wirkender Metalloberflächen bzw. -ionen u.a. zu Milch-, Essig-, Oxal-, und Ameisensäure umgesetzt, wodurch der pH-Wert schnell in den sauren Bereich verschoben wird. Der oxidative Abbau von MPG in wässriger Lösung kann beispielhaft wie folgt dargestellt werden:



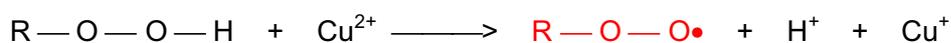
Unter den in einer thermischen Solaranlage vorliegenden Bedingungen können für den Abbau des Propylenglykols zwei verschiedene Reaktionsmechanismen formuliert werden:

4.5.2.1 Oxidativer Abbau

Grundsätzlich verläuft der oxidative Abbau organischer Moleküle über molekularen Sauerstoff (Diradikal) nach einem radikalischen Mechanismus, wobei die Umsetzung durch Schwermetallionen katalysiert wird. Die Reaktion verläuft langsam bereits bei Raumtemperatur (Autoxidation), ihre Geschwindigkeit ist stark temperaturabhängig. Die Radikale reagieren mit teilweise oxidiertem MPG unter Bildung instabiler Zwischenstufen. Diese lagern sich in stabilere (weiter abgebaute) Moleküle und ein weiteres Radikal um, welches wiederum mit anderen Molekülen reagieren kann.



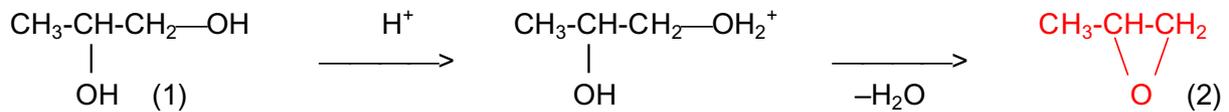
Die Oxidation wird durch Spuren von Schwermetallionen beschleunigt. Die katalytische Wirkung von z.B. Kupfer beruht auf der Bildung von Radikalen aus den Peroxiden:



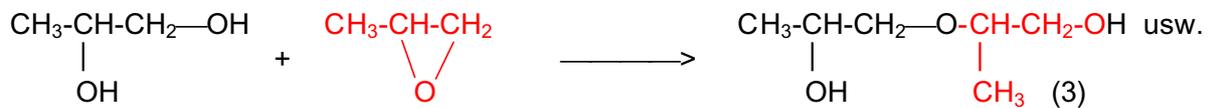
Kettenabbruch erfolgt vorrangig durch Reaktion der Kettenträger $\text{ROO}\cdot$ miteinander. Über ionisch u. radikalisch ablaufende Folgereaktionen entstehen in unübersichtlicher Weise Ketone, Säuren und andere Oxidationsprodukte, deren Zahl außerdem durch C-C-Spaltungen u. Umlagerungen erhöht wird (Organikum, 1976).

4.5.2.2 Thermischer Abbau

Der thermische Abbau des MPG (1) wird durch starke lokale Überhitzung (wie im Stagnationsfall) initiiert. Der Mechanismus dieser Eliminierungsreaktion lässt sich wie folgt formulieren:



Das hochreaktive Propylenoxid (Epoxid,2) setzt sich mit einem weiteren Propylenglykol-Molekül um:



Der gebildete Glykolether-alkohol (3) kann nach dem o.g. Schema mit weiterem Epoxid, Propylenglykol oder Glykolether-alkohol zu langkettigen, „teerartigen“, unpolaren Zersetzungsprodukten reagieren, die im Wärmeträger nicht mehr löslich sind und im System zu Ablagerungen, Verklebungen bzw. Verstopfungen führen können.

Die Auswirkungen zu hoher thermischer Belastung sei anhand eines im Druckautoklaven durchgeführten Tests gezeigt, in dessen Verlauf eine 50 volumenprozentige MPG/Wassermischung in Gegenwart von Kupfer auf 300 °C erhitzt wurde. Bereits nach 43 Stunden musste der Versuch abgebrochen werden, weil der Druck im Bombengefäß - bedingt durch Bildung leichtsiedender bzw. gasförmiger Zersetzungsprodukte (Aldehyde, Ketone) - auf 143 bar angestiegen war. Nach Abkühlung des Ansatzes ergab sich das in Abbildung 110 gezeigte Erscheinungsbild.

In der unpolaren, klebrigen oberen Phase konnten als leichtflüchtige Bestandteile unter anderem Acetaldehyd (Siedepunkt 21 °C), Aceton (Siedepunkt 56 °C), Propanal (Siedepunkt 49 °C), Glyoxal (Siedepunkt 50 °C) und Methylglyoxal (Siedepunkt 72 °C) nachgewiesen werden.



Abbildung 110: MPG/H₂O 50 % bei 300 °C, 43 h

Bildquelle: Tyforop Chemie GmbH



Abbildung 111: Aufbau Autoklaventest TYFOROP / Belastung bis 235 °C

Bildquelle: Tyforop Chemie GmbH

4.5.3 Untersuchungen am Wärmeträger - erste Messperiode 2001

Innerhalb der ersten Messperiode wurden, wie in Kapitel 2.2 beschrieben, Untersuchungen an sechs verschiedenen Einzelkollektoren durchgeführt. Da die Größe des Versuchsstandes eine gleichzeitige Betrachtung der Testkollektoren nicht zulässt, wurden zwei Testreihen gebildet. Neben den in Kapitel 2.6 beschriebenen Untersuchungen hinsichtlich Entleerungsverhalten und Dampfleistungen wurden Untersuchungen am Wärmeträger durchgeführt. Hintergrund der labortechnischen Untersuchungen von Wärmeträgerproben war die Beurteilung der Alterung in Zusammenhang mit der Testkollektorhydraulik (Entleerungsverhalten). Der Wärmeträger in Testkollektoren mit schlechtem Entleerungsverhalten müsste grundsätzlich eine größere Alterung (ein stärkeres Absinken der Reservealkalität) herbeiführen.

Untersuchungszeitraum für die Testreihe 1:

18.05. - 16.07.2001

Untersuchungszeitraum für die Testreihe 2:

23.07. - 17.09.2001

Bezeichnung der Testkollektoren (Nomenklatur siehe Kapitel 2.2)

Testkollektor 1A Hor. Nicht-TM

Testkollektor 1B Hor. TM 2S

Testkollektor 1C Vertik. TM 4S

Testkollektor 2A Vakuum

Testkollektor 2B Serpentine

Testkollektor 2C Hor. TM

Die in regelmäßigen Abständen gezogenen Wärmeträgerproben wurden labortechnisch auf folgende Parameter überprüft:

Tabelle 12: Prüfungsparameter für die Wärmeträgerproben

Parameter / Methode	Aussage zum Betriebszustand TYFOCOR® L40 % v/v bzw. LS
Aussehen, Geruch (organoleptisch)	Dunkelfärbung, Trübung, stechender Geruch zeigen thermische Überlastung an. Prüfung auf Fremdpartikel / Verunreinigungen.
Dichte (DIN 51757) Refraktion (DIN 51423)	Prüfung der Konzentration. Dichteabnahme: Verdünnung mit Spül-/Zusatzwasser. Dichtezunahme: Verringerter Wasseranteil durch Verdampfung infolge Systemundichtigkeiten.
pH-Wert (ASTM D 1287)	Abnahme weist auf Bildung saurer Abbauprodukte des Glykols (thermische Überlastung, O ₂) hin. pH < 7: Korrosionsschutz unzureichend, Fluid nicht mehr gebrauchsfähig.
Reservealkalität (ASTM D 1121)	L40 %: Bei 30 % Rest-RA wird pH = 7 unterschritten, s. o. LS: Bei 10 % Rest-RA wird pH = 7 unterschritten, s.o.

4.5.3.1 Wärmeträgeruntersuchungen innerhalb der Testreihe 1

Das vor Beginn der Untersuchung am 15.05.2001 vor Ort hergestellte TYFOCOR® L/Wassergemisch wies mit 43,3 Vol.-% eine etwas höhere Konzentration als ursprünglich beabsichtigt auf (s. u.). Für den weiteren Verlauf des Tests hatte diese Abweichung jedoch keine Bedeutung.

Die Eckdaten der Ausgangsmischung des Wärmeträgers Tyfocor L werden nachfolgend dargestellt.

Tabelle 13: Eckdaten der Ausgangsmischung von Tyfocor L für die 1. Testreihe

Parameter	Ausgangsprobe, Tyfocor L
Aussehen	klar, fast farblos .
Dichte (20°C).	1.041 g/cm ³
Refrakt. nD20.	1.3837
pH (20 °C).	8.59
Reservealkalität	100 %
L-Gehalt.	43.3 % v/v

4.5.3.1.1 Probenuntersuchungen - System 1A

Tabelle 14: Ergebnisse der Probenuntersuchungen am System 1A



	P2, 18.05.01 (nach 2 Tagen)	P5, 05.06.01 (nach 21 Tagen).	P8, 21.06.01 (nach 35 Tagen)	P11, 05.07.01 (nach 49 Tagen)	P14, 16.07.01 (nach 60 Tagen)
Aussehen	klar, fast farblos.	klar, fast farblos	klar, schwach gelb gefärbt	klar, schwach gelb gefärbt	klar, schwach gelb gefärbt
Dichte (20°C).	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³
Refrakt. nD20.	1.3836	1.3838	1.3837	1.3835	1.3837
COR L-Gehalt	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.
pH (20 °C).	8.55	8.49	8.32	8.28	8.19
Reservealkalität.	98.99 %	97.98 %	96.97 %	95.45 %	93.94 %

4.5.3.1.2 Probenuntersuchungen - System 1B

Tabelle 15: Ergebnisse der Probenuntersuchungen am System 1B



	P3, 18.05.01 (nach 2 Tagen)	P6, 05.06.01 (nach 21 Tagen).	P9, 21.06.01 (nach 35 Tagen)	P12, 05.07.01 (nach 49 Tagen)	P15, 16.07.01 (nach 60 Tagen)
Aussehen	klar, fast farblos.	klar, schwach gelb gefärbt	klar, schwach gelb gefärbt	klar, schwach gelb gefärbt	klar, schwach gelb gefärbt
Dichte (20°C).	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³
Refrakt. nD20.	1.3833	1.3836	1.3832	1.3837	1.3834
COR L-Gehalt	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.
pH (20 °C).	8.53	8.46	8.29	8.22	8.16
Reservealkalität.	99.49 %	97.47 %	95.96 %	94.95 %	93.43 %

4.5.3.1.3 Probenuntersuchungen - System 1C

Tabelle 16: Ergebnisse der Probenuntersuchungen am System 1C



	P4, 18.05.01 (nach 2 Tagen)	P7, 05.06.01 (nach 21 Tagen).	P10, 21.06.01 (nach 35 Tagen)	P13, 05.07.01 (nach 49 Tagen)	P16, 16.07.01 (nach 60 Tagen)
Aussehen	klar, fast farblos.	klar, schwach gelb gefärbt			
Dichte (20°C).	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³
Refrakt. nD20.	1.3836	1.3838	1.3835	1.3833	1.3837
COR L-Gehalt	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.
pH (20 °C).	8.54	8.42	8.23	8.15	7.95
Reservealkalität.	99.49 %	96.97 %	96.46 %	95.96 %	94.95 %

4.5.3.2 Wärmeträgeruntersuchungen innerhalb der Testreihe 2

Die Eckdaten der Ausgangsmischung des Wärmeträgers Tyfocor L und Tyfocor LS werden nachfolgend dargestellt.

Tabelle 17: Eckdaten der Ausgangsmischung von Tyfocor LS und Tyfocor L für die 2. Testreihe

Parameter	Spezifikation LS	Ausgangsprobe, Tyfocor L (19.07.01)
Aussehen	rot-fluoreszierend, klar	klar, fast farblos
Dichte (20°C)	1.034 g/cm ³	1.041 g/cm ³
Refraktion nD20	1.3830	1.3837
pH-Wert (20 °C)	10.04	8.59
Reservealkalität	100 %	100 %
TYFOCOR L-Gehalt	entfällt	43.3 % v/v

4.5.3.2.1 Probenuntersuchungen - System 2A (Vakuumkanalaktor)



Tabelle 18: Ergebnisse der Probenuntersuchungen am System 2A (Vakuumkanalaktor, Tyfocor LS)

	P2B, 23.07. (nach 4 Tagen)	P5B, 06.08.01 (nach 18 Tagen).	P8B, 20.08. (nach 32 Tagen)	P11B, 03.09. (nach 46 Tagen)	P14, 17.09. (nach 60 Tagen)
Aussehen	klar, rotorange.	klar, rotorange	klar, rotorange	klar, rotorange	klar, rotorange
Dichte (20°C).	1.034 g/cm ³	1.034 g/cm ³	1.034 g/cm ³	1.034 g/cm ³	1.034 g/cm ³
Refrakt. nD20.	1.3829	1.3832	1.3831	1.3828	1.3827
pH (20 °C).	9.98	9.93	9.91	9.81	9.78
Reserve-alkalität.	96.52 %	94.78 %	93.04 %	91.30 %	89.57 %

4.5.3.2.2 Probenuntersuchungen - System 2B



Tabelle 19: Ergebnisse der Probenuntersuchungen am System 2B

	P3B, 23.07. (nach 4 Tagen)	P6B, 06.08. (nach 18 Tagen).	P9B, 20.08. (nach 32 Tagen)	P12B, 03.09. (nach 46 Tagen)	P15B, 17.09. (nach 60 Tagen)
Aussehen	klar, fast farblos.	klar, fast farblos	klar, fast farblos	klar, schwach gelb gefärbt	klar, schwach gelb gefärbt
Dichte (20°C).	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³
Refrakt. nD20.	1.3832	1.3834	1.3835	1.3834	1.3835
COR L-Gehalt	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.
pH (20 °C).	8.44	8.43	8.40	8.35	8.30
Reserve-alkalität.	99.0 %	98.5 %	98.5 %	98.25 %	98.0 %

4.5.3.2.3 Probenuntersuchungen - System 2C

Tabelle 20: Ergebnisse der Probenuntersuchungen am System 2C



	P4, 23.07. (nach 4 Tagen)	P7B, 05.06. (nach 18 Tagen).	P10B, 21.06. (nach 32 Tagen)	P13B, 03.09. (nach 46 Tagen)	P16B, 17.09. (nach 60 Tagen)
Aussehen	klar, fast farblos.	klar, fast farblos	klar, fast farblos	klar, schwach gelb gefärbt	klar, schwach gelb gefärbt
Dichte (20°C).	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³
Refrakt. nD20.	1.3835	1.3837	1.3834	1.3836	1.3836
COR L-Gehalt	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.	43.3 % v/v.
pH (20 °C).	8.43	8.42	8.40	8.38	8.37
Reservealkalität.	99.0 %	98.5 %	98.0 %	98.0 %	97.75 %

4.5.3.3 Diskussion der Ergebnisse zur ersten Messperiode

Die Reservealkalität ist für die Beurteilung der aufgetretenen thermischen Belastung der Medien der aussagekräftigste Parameter. Die Untersuchungsergebnisse zeigten, dass die Dichte, die Refraktion und damit die Konzentrationen der verwendeten Fluide über den gesamten Zeitraum der Untersuchung hinweg konstant blieben. Systemundichtigkeiten (Dichtezunahme) bzw. Verdünnungseffekte (Dichteabnahme) waren somit nicht aufgetreten. Weiterhin wiesen sämtliche Proben keinerlei äußere Anzeichen einer thermischen Überlastung auf. Fremdstoffe (Installationsrückstände, Zunder u. ä.) waren ebenfalls nicht enthalten.

Betrachtet man zunächst die Entwicklung der Reservealkalität der für die Flachkollektorsysteme verwendeten 43,3 vol.-%igen TYFOCOR[®] L-Wassermischungen, so ergibt sich nach Versuchsende folgendes Bild:

Tabelle 21: Rest-Reservealkalität des Wärmeträgers in den Flachkollektoren nach den Versuchsreihen

System	Rest-Reservealkalität
Testkollektor 1A Hor. Nicht-TM	93.94 %
Testkollektor 1B Hor. TM 2S	93.43 %
Testkollektor 1C Vertik. TM 4S	94.95 %
Testkollektor 2B Serpentine	98.00 %
Testkollektor 2C Hor. TM	97.75 %

Die Werte bestätigen eine insgesamt geringe thermische Beanspruchung des Wärmeträgers in den verschiedenen Systemen. Vergleicht man die Ergebnisse mit den in Kapitel 2.6 durchgeführten Berechnungen der Mindest-Restflüssigkeitsmengen in den einzelnen Kollektoren, so zeigt sich beispielsweise das sehr gute Entleerungsverhalten des Serpentin Kollektors 2B auch in einer besonders geringen Abnahme der Reservealkalität. Erklärbar waren bei dieser Betrachtungsweise ebenfalls die im Vergleich zu 2B stärkeren Abnahmen der Reservealkalität der Systeme 1A und 1C, wohingegen die Werte für 1B (Abnahme relativ zu hoch) und 2C (Abnahme relativ zu niedrig) nur bedingt mit den Ergebnissen aus Kapitel 2.6 übereinstimmen. Obwohl für Wärmeträgeruntersuchungen der Betrachtungszeitraum (aufgrund der Untersuchungen zum Entleerungsverhalten, Restflüssigkeitsmengen Dampfleistungen und Dampfreichweiten) etwas zu kurz war, können tendenziell Übereinstimmungen festgestellt werden.

Verglichen mit den oben diskutierten Flachkollektorsystemen ist die thermische Beanspruchung des Wärmeträgers im System 2A erwartungsgemäß deutlich höher ausgefallen. Die Reservealkalität ist binnen 60 Tagen immerhin um ca. 10,5 % abgesunken. Allerdings ist bei einem direktem Vergleich der Werte zu berücksichtigen, dass der Absolutwert der im TYFOCOR® LS eingearbeiteten Reservealkalität um einen Faktor von ca. 2,5 höher ist als der des 43,3 vol.-%igen TYFOCOR® L-Wassergemisches. In jedem Fall ist jedoch auch aus den Wärmeträgerproben zu erkennen, dass aufgrund des komplexen Aufbaus des Vakuumkollektors ein erheblich schlechteres Entleerungsverhalten auftritt und somit, gepaart mit einer wesentlich höheren Temperaturbelastung, eine enorme Belastung des Wärmeträgers erfolgt.

Zur Abschätzung der jeweiligen Wärmeträger-Lebensdauer lässt sich anhand der Daten die Zeit errechnen, nach der die Reservealkalität voraussichtlich auf zehn (LS) bzw. 30 Prozent (Cor L 43,3 %) des Ausgangswertes abgesunken sein wird – hier unterschreitet der pH des Mediums den Neutralpunkt von 7 und geht in den sauren, korrosionsfördernden Bereich über. Zu berücksichtigen bleibt, dass dies wegen der Annahme konstanter Bedingungen nur eine grobe Näherung ist und unter Praxisbedingungen die Stagnationszeiten nicht so häufig eintreten, was zu naturgemäß höheren Lebensdauern führt.

Tabelle 22: Theoretische Lebensdauer der Wärmeträger in Verbindung mit den Testkollektoren

System	Bh	? RA	Theoretische Betriebsstunden bis pH = 7
1A	1440	-6.06 %	16634 h = 1,90 a
1B	1440	-6.57 %	15342 h = 1,75 a
1C	1440	-5.05 %	19960 h = 2,28 a
2A	1440	-10.43 %	12426 h x 2,5 = 3,2 a
2B	1440	-2.0 %	50400 h = 5,75 a
2C	1440	-2.25 %	44800 h = 5,11 a

4.5.4 Untersuchungen am Wärmeträger im Autoklav

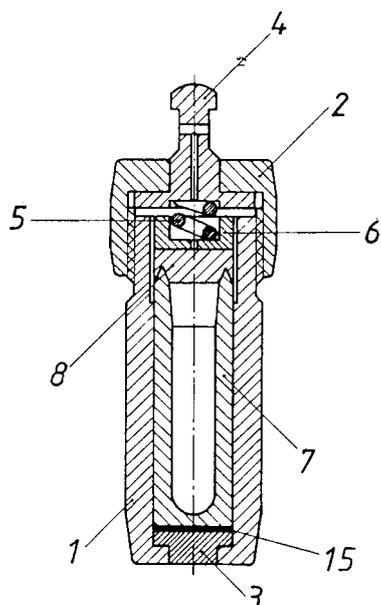
Da der Projektschwerpunkt in der zweiten Messperiode auf hydraulische Schaltungen gelegt wurde, musste aufgrund der damit verbundenen häufig veränderten Versuchsbedingungen auf die zunächst beabsichtigte analytische Begleitung der Solarfluide verzichtet werden. Stattdessen wurden an den im Projekt verwendeten Medien Belastungsuntersuchungen in ausschließlich flüssiger Phase bei jeweils konstanter Temperatur und konstantem Druck (Autoklavenversuche) durchgeführt, um die Einsatzgrenzen der Wärmeträgerflüssigkeiten näher zu beschreiben. Folgende Testläufe wurden definiert:

Tabelle 23: Wärmeträgeruntersuchungen im Autoklav

Nr.	Medium	Temperatur	Zeit.
1	TYFOCOR [®] L 43.3 % v/v	160 °C.	1008 h
2	TYFOCOR [®] L 43.3 % v/v.	200 °C	1008 h
3	TYFOCOR [®] LS.	200 °C	1008 h
4	TYFOCOR [®] LS	235 °C	1008 h

4.5.4.1 Experimentelle Arbeiten – thermische Belastungstests von TYFOCOR[®] L und TYFOCOR[®] LS

Abbildung 111 und Abbildung 112 geben den Aufbau der für die thermische Belastung der Wärmeträger verwendeten Versuchsanordnung wieder. Bedingt durch die bei der Tölg-Druckaufschlussapparatur verwendeten PTFE-Einsätze sind Ansätze à ca. 10 ml Fluid bis maximal 235 °C zulässig. Der isostatisch verarbeitete Werkstoff ist hochrein und selbst gegenüber aggressiven Chemikalien wie Säuren und Laugen unter hohem Druck inert, sodass chemische Reaktionen mit den untersuchten Medien ausgeschlossen werden können. Zur Temperaturregelung wurde ein BTU 842 (Hersteller: Fa. Berghof GmbH, Temperaturbereich 0-300 °C) verwendet. Die Sicherheitsvorrichtungen bestehen aus einer Druckfeder und einem Andruckdeckel mit Sollbruchstelle und Abblasbohrung.



1. Edelstahlzylinder
2. Schraubdeckel
3. Bodenverschluss
4. Andruckventil mit Abblasöffnung
5. Druckfeder
6. Metalldeckel
7. PTFE-Gefäß
8. PTFE-Deckel
15. Ausgleichsscheibe

Abbildung 112: Apparatur nach Tölg

Bildquelle: Tyforop Chemie GmbH

4.5.4.1.1 Untersuchungen an TYFOCOR® L 43.3 % v/v bei 160 bzw. 200 °C

Entsprechend der im Messzeitraum 2001 für die Untersuchung der Flachkollektorsysteme 1A, 1B, 1C, 2B und 2C verwendeten 43,3 vol.-%igen Mischung wurde TYFOCOR® L im selben Verhältnis mit Wasser verdünnt und jeweils zwei, vier bzw. 6 Wochen lang in Gegenwart eines Kupferringes bei 160 bzw. 200 °C im Autoklaven belassen. Die Versuchsauswertung umfasste die Bestimmung der zur Bewertung der aufgetretenen Fluidbelastung bereits bekannten Parameter. Die Proben zeigten das in Abbildung 113 und Abbildung 114 dokumentierte Erscheinungsbild:

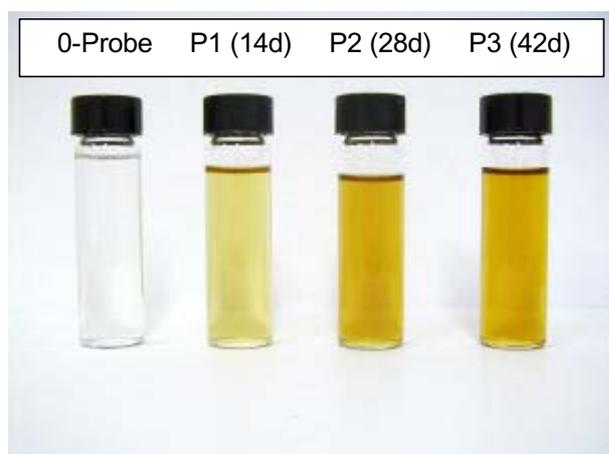


Abbildung 113: TYFOCOR® L 43.3 % v/v
160 °C/1008 h

Bildquelle: Tyforop Chemie GmbH

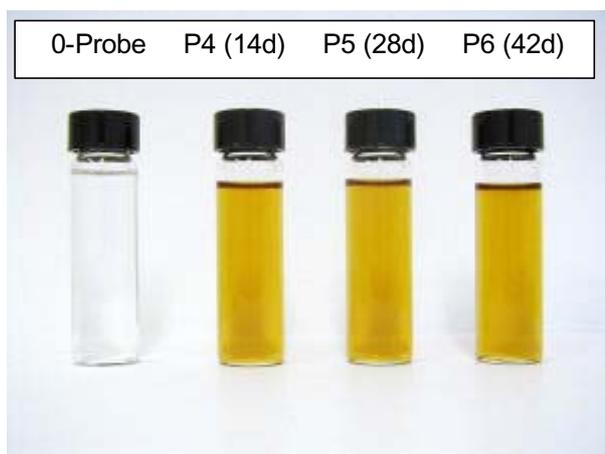


Abbildung 114: TYFOCOR® L 43.3 % v/v
200 °C/1008 h

Bildquelle: Tyforop Chemie GmbH

Tabelle 24: Auswertung Autoklavenversuch TYFOCOR® L 43,3 % v/v 160 °C / 1008 h

	0-Probe	Probe 1 (nach 336 h)	Probe 2 (nach 772 h)	Probe 3 (nach 1008 h)
Aussehen	klar, farblos, geruchlos	klar, hellgelb, geruchlos	klar, gelbbraun, schwacher Geruch	klar, braun, schwacher Geruch.
Dichte (20°C).	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³
Refrakt. nD20.	1.3837	1.3836	1.3835	1.3835
pH (20 °C).	8.59	8.29	8.20	8.15
Reservealkalit..	100 %	96.0 %	93.5 %	91.9 %

Tabelle 25: Auswertung Autoklavenversuch TYFOCOR® L 43.3 % v/v 200 °C / 1008 h

	0-Probe	Probe 4 (nach 336 h)	Probe 5 (nach 772 h)	Probe 6 (nach 1008 h)
Aussehen	klar, farblos, geruchlos	klar, braun, schwacher Geruch	klar, braun, schwacher Geruch	klar, braun, schwacher Geruch
Dichte (20°C).	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³	1.041 g/cm ³
Refrakt. nD20.	1.3837	1.3835	1.3835	1.3834
pH (20 °C).	8.59	8.26	7.95	7.61
Reservealkalit..	100 %	87.4 %	78.8 %	69.4 %

4.5.4.1.2 Untersuchungen an TYFOCOR® LS bei 200 bzw. 235 °C

Analog 4.5.4.1.1 wurde TYFOCOR® LS zunächst sechs Wochen lang bei 200 °C belastet. Die starke Beschleunigung der Fluidalterung oberhalb dieser Temperatur wurde anschließend durch einen ebenfalls sechswöchigen Test bei 235 °C nachgewiesen.

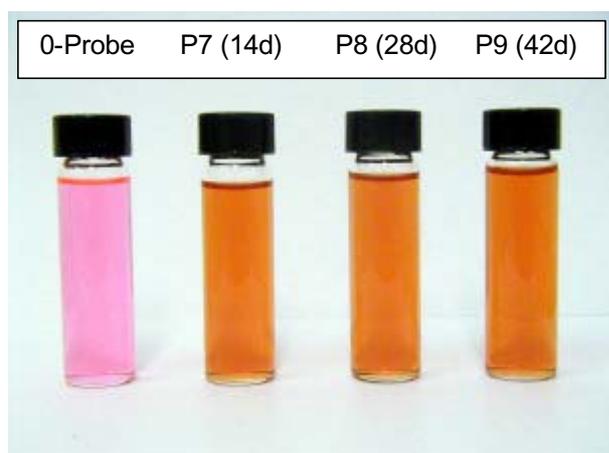


Abbildung 115: TYFOCOR® LS, 200 °C/1008 h

Bildquelle: Tyforop Chemie GmbH

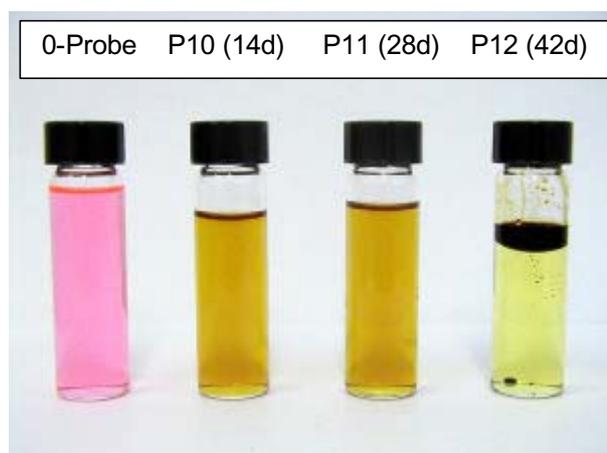


Abbildung 116: TYFOCOR® LS, 235 °C/1008 h

Bildquelle: Tyforop Chemie GmbH

Tabelle 26: Auswertung Autoklavenversuch TYFOCOR® LS bei 200 °C / 1008 h

	0-Probe	Probe 7 (nach 336 h).	Probe 8 (nach 772 h)	Probe 9 (nach 1008 h)
Aussehen	rot-fluoreszierend, geruchlos	klar, rotorange, schwacher Geruch	klar, rotorange, schwacher Geruch	klar, rotorange, schwacher Geruch
Dichte (20°C).	1.034 g/cm ³	1.034 g/cm ³	1.034 g/cm ³	1.034 g/cm ³
Refrakt. nD20.	1.3830	1.3830	1.3832	1.3832
pH (20 °C).	10.04	9.98	9.68	9.50
Reservealkalität.	100 %	99.2 %	95.2 %	92.1 %

Tabelle 27: Auswertung Autoklavenversuch TYFOCOR® LS bei 235 °C / 1008 h

	0-Probe	Probe 10 (nach 336 h).	Probe 11 (nach 772 h)	Probe 12 (nach 1008 h)
Aussehen	rot-fluoreszierend, geruchlos	klar, braun, leicht stechend. Geruch	klar, braun, stechender Geruch	zwei Phasen, stechender Geruch
Dichte (20°C).	1.034 g/cm ³	1.034 g/cm ³	1.034 g/cm ³	1.034 g/cm ³
Refrakt. nD20.	1.3830	1.3829	1.3829	1.3828 (wässr. Ph)
pH (20 °C).	10.04	9.62	8.89	8.21 (wässr. Ph.)
Reservealkalität.	100 %	94.2 %	64.4 %	42.6 % (wässr. Ph)

4.5.4.2 Diskussion der Ergebnisse der Autoklavenversuche

Alterung des Standard-Wärmeträgers TYFOCOR® L 43.3 % v/v

Die im Jahre 2001 durchgeführten Fluid-Reihenuntersuchungen ergaben, dass im Zuge der experimentellen Arbeiten in den untersuchten Flachkollektor-Systemen während 60 Tagen insgesamt nur geringe thermische Belastungen des Fluids aufgetreten waren (Tabelle 22).

Mit Hilfe zweier Autoklavenversuche gelang es, den thermischen Stress für das in ausschließlich flüssiger Phase befindliche Medium in Gegenwart von Kupfer über einen definierten Zeitraum bei 160 bzw. 200 °C konstant zu halten. Wie in Tabelle 24 gezeigt, war die RA nach sechs Wochen bei 160 °C auf 91.9 % des Ausgangswertes gesunken. Bei Extrapolation auf einen Restwert von 30 % RA ergibt sich für die Gesamtlebensdauer des Fluids unter diesen Bedingungen dann ein Wert von **363 Tagen bzw. 8712 Stunden**. Bei 200 °C ist die RA im selben Zeitraum auf 69.4 % verringert, nach entsprechender Umrechnung resultiert dann eine theoretische Betriebszeit von noch **96 Tagen bzw. 2304 Stunden**. Sensorisch ist die im Vergleich zu den in 2001 untersuchten Proben höhere Wärmebelastung an der fortschreitenden Dunkelfärbung bzw. an der Entwicklung eines typischen, leicht stechenden Geruchs zu erkennen. Wichtig für die

Bewertung der Funktionsfähigkeit des Wärmeträgers ist der Umstand, dass Ausflockungen oder die Bildung mehrerer Phasen (s.o.) nicht auftraten.

Alterung des speziell für Vakuumröhren konzipierten TYFOCOR® LS

Wie früher erläutert, enthält TYFOCOR® LS ein in Hinsicht auf höhere Temperaturstandfestigkeit konzipiertes Inhibitorsystem, bestehend aus im Stagnationsfall verdampfenden Komponenten, die zusätzlich den Absolutwert der Reservealkalität des Mediums um einen Faktor von ca. 2,5 gegenüber dem Standardfluid erhöhen.

Im Fall der im Jahre 2001 untersuchten Vakuumröhrenkollektor-Verschaltung 2A wurde eine deutlich höhere Wärmebelastung des Fluids konstatiert. Die RA war binnen 60 Tagen auf 89.57 % abgesunken; insgesamt errechnete sich für das Medium bei weiter konstanten Bedingungen eine Gebrauchsfähigkeit von **517 Tagen bzw. 12426 Stunden**.

Die am TYFOCOR® LS durchgeführten Autoklaventests wurden bei 200 bzw. 235 °C durchgeführt. Auf Basis der Tabelle 26 zu entnehmenden Daten ergibt sich für die Lebensdauer des Fluids bei 200 °C eine Zeit von **478 Tagen bzw. 11484 Stunden**, die im direkten Vergleich mit dem 200 °C- Test des Standardfluids signifikant höher ist. Festzuhalten ist weiterhin, dass nach Testende keinerlei Trübungen bzw. Ausfällungen festgestellt wurden. Wie in Abbildung 115 gezeigt, war lediglich der schon früher beobachtete Farbwechsel hin zu orangerot zu konstatieren.

Die Grenzen Propylenglykol-basierter Solarflüssigkeiten konnten offensichtlich mittels des Autoklavenversuchs bei 235 °C tangiert werden. Wie Abbildung 116 verdeutlicht, war nach Testende - wenn auch in geringer Menge - die Ausbildung der von Abbildung 110 her bekannten braunschwarzen, klebrigen Phase nachweisbar. Zwar lässt sich anhand der Rest-RA der wässrigen, unteren Phase eine Gesamtlebensdauer von 66 Tagen berechnen. Es besteht jedoch die Gefahr, dass sich die entstandenen polymeren Zersetzungsprodukte des Propylenglykols in der Solaranlage ablagern und durch Verklebungen bzw. Dichtsetzungen die Funktionsfähigkeit des Systems nachhaltig beeinträchtigen.

Auf die Praxis übertragen bestätigen die Ergebnisse die Notwendigkeit einer möglichst vollständigen Entleerung der Kollektoren im Stagnationsfall, sodass das Fluid - wenn überhaupt, dann nur in möglichst geringer Menge während des „Leersiedens“ - erhöhten Temperaturen unterworfen ist. Deutlich wurde ebenfalls, dass das für den Einsatz in Vakuumröhrenkollektor-Systemen entwickelte TYFOCOR® LS eine gegenüber dem Standardfluid deutlich höhere Standfestigkeit aufweist.

4.6 Optimierung des Stagnationsverhaltens von Systemen

4.6.1 Maßnahmen zur Verbesserung des Stagnationsverhaltens

Besteht keine Möglichkeit durch Wahl von Kollektortypen, Kollektorverschaltungen und Systemkonfiguration mit geringerer Dampfleistung die Dampfreichweite entscheidend zu verringern, dann kann mit folgenden Maßnahmen eine zumindest teilweise Problemlösung, mit Sicherheit aber eine Minderung der Problemhäufigkeit erreicht werden:

4.6.1.1 Vermeidung des Stagnationszustandes mittels Nachtkühlung

Diese Strategie ist bei Kombisystemen mit größerem Speicher sinnvoll. Dabei wird nachts der Primärkreislauf in Betrieb genommen um über die Kollektorfläche im Sommer reichlich vorhandene überschüssige Energie aus den Speicher abzuführen. Geeignete Speicherlade- bzw. –entladestrategien sind dafür notwendig und spezielle Regelstrategien sollen dabei den Kollektorwirkungsgrad untertags und damit den Hilfsenergieaufwand möglichst nieder halten (kleine Drehzahlstufen der Umwälzpumpen).

4.6.1.2 Vermeidung des Stagnationszustandes mittels Luftkühler

Dabei wird während des Laufes des Primärkreises, wenn der Speicher sein Temperaturlimit erreicht hat, ein zusätzlicher Luftkühler im Primärkreis (mit Ventilator) zum Abtransport überschüssiger Energie eingesetzt.

4.6.1.3 Gezielte Abfuhr der im Stagnationsfall über Dampf transportierten Energie

- **Gezielter Einsatz der Komponenten „Wärmetauscher“ und „Sekundärkreis-pumpe“**

Hierbei wird der Wärmetauscher als Energiesenke zum Abtransport der Dampfleistung gezielt eingesetzt. Der Sekundärkreis wird dabei drehzahl geregelt in Betrieb genommen und die mengenmäßig geringe Energie im Speicher abgelegt. Es muss allerdings der Wärmetauscher geodätisch über (mindestens etwa 1-1,5 m) den zu schützenden Komponenten angeordnet werden (Abbildung 117).

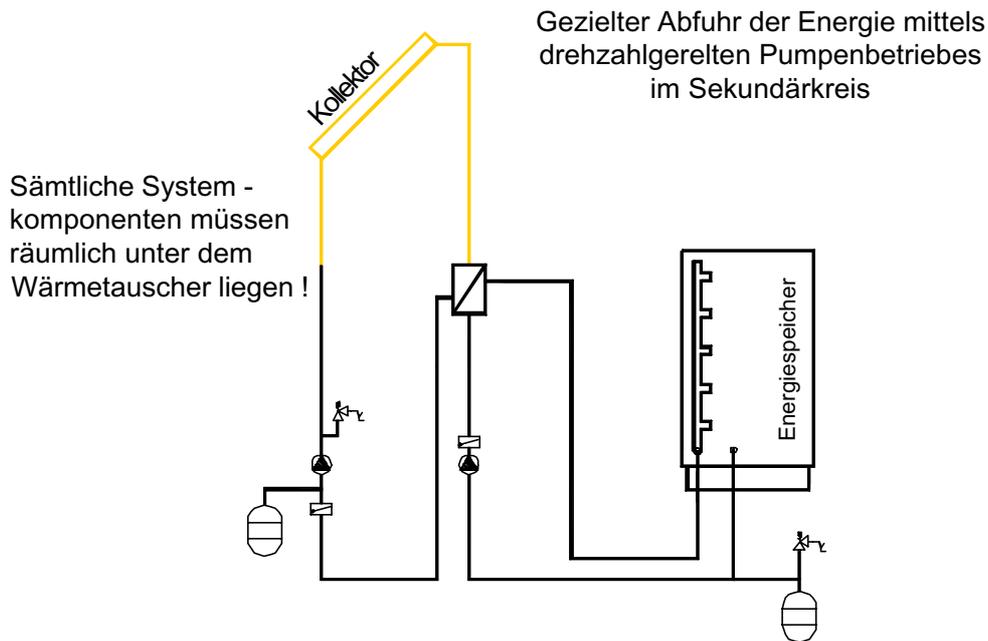


Abbildung 117: Gezielte Abfuhr der im Stagnationsfall über Dampf transportierten Energie unter Einsatz des Wärmetauschers und der Sekundärkreispumpe in den Speicher

- **Klein volumiger Kühlkörper mit großer Oberfläche**

Die drei erstgenannten Strategien haben folgende Nachteile: Es muss Primärenergie eingesetzt werden, um Wärme „nicht nutzbringend“ abzuführen (Verminderung der Arbeitszahl). Das Stagnationsverhalten im Falle von Stromausfall oder technischem Gebrechen ist aber trotzdem nicht zufriedenstellend (nach wie vor Temperaturüberlastungen, Abblasen über das Sicherheitsventil, Kondensationsschläge, etc.), jedoch mit wesentlich verminderter Wahrscheinlichkeit bzw. Häufigkeit. Der Einsatz eines klein volumigen Kühlkörpers weist diesen Nachteil nicht auf, da er selbsttätig ohne Einsatz von Primärenergie funktioniert.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden die Einsatzmöglichkeiten des klein volumigen Kühlkörpers geprüft und praxistaugliche Systemlösungen definiert. Der Vorteil liegt darin, dass neben der Vermeidung der Temperaturbelastung von Komponenten auch eine geringe Alterung des Wärmeträgers, entsprechend der Untersuchungen in Kapitel 4.5, erzielbar ist.

In Abbildung 118 sind zwei Möglichkeiten zur Kühlung und Kondensierung des Dampfstromes gezeigt.

Bei Verwendung eines **ungedämmten Vorschaltgefäßes**, wie es bisher in der Praxis häufig eingesetzt wurde, wird bei entsprechender Dimensionierung sowohl der heiße flüssige Kollektorzinhalt in diesem Gefäß aufgenommen und nur kühleres Medium, das vorher in diesem Gefäß war, zum Ausdehnungsgefäß gedrückt, als auch dem Dampf eine Möglichkeit gegeben seine Energie an die Umgebung abzugeben. Allerdings ist für

den letzten Zweck das Verhältnis von Oberfläche zu Inhalt sehr ungünstig. Zur Schaffung einer genügend großen Wärmeabgabeoberfläche, um allen Dampf zu kondensieren, baut sich ein relativ großes zusätzliches Dampfvolumen auf, das, bei einer korrekten Dimensionierung, sehr große Ausdehnungsgefäße notwendig macht.

Ein **kleinvolumiger Kühlkörper mit großer Oberfläche** vermeidet diesen Nachteil. Allerdings muss hier der heiße flüssige Kollektorinhalt berücksichtigt werden, der zwar durch den Kühler etwas abgekühlt wird (Abkühlungen um etwa 5 – 10 °C können abgeschätzt werden), aber trotzdem für das Ausdehnungsgefäß eine zu hohe Temperaturbelastung bringen kann. Mit einer entsprechend groß dimensionierten Flüssigkeitsvorlage im Ausdehnungsgefäß kann aber diese unzulässige Belastung vermieden werden (Kapitel 4.4.2). Das Ausdehnungsgefäß kann hier kleiner dimensioniert werden und der Kühlkörper ist preisgünstiger als das Vorschaltgefäß.

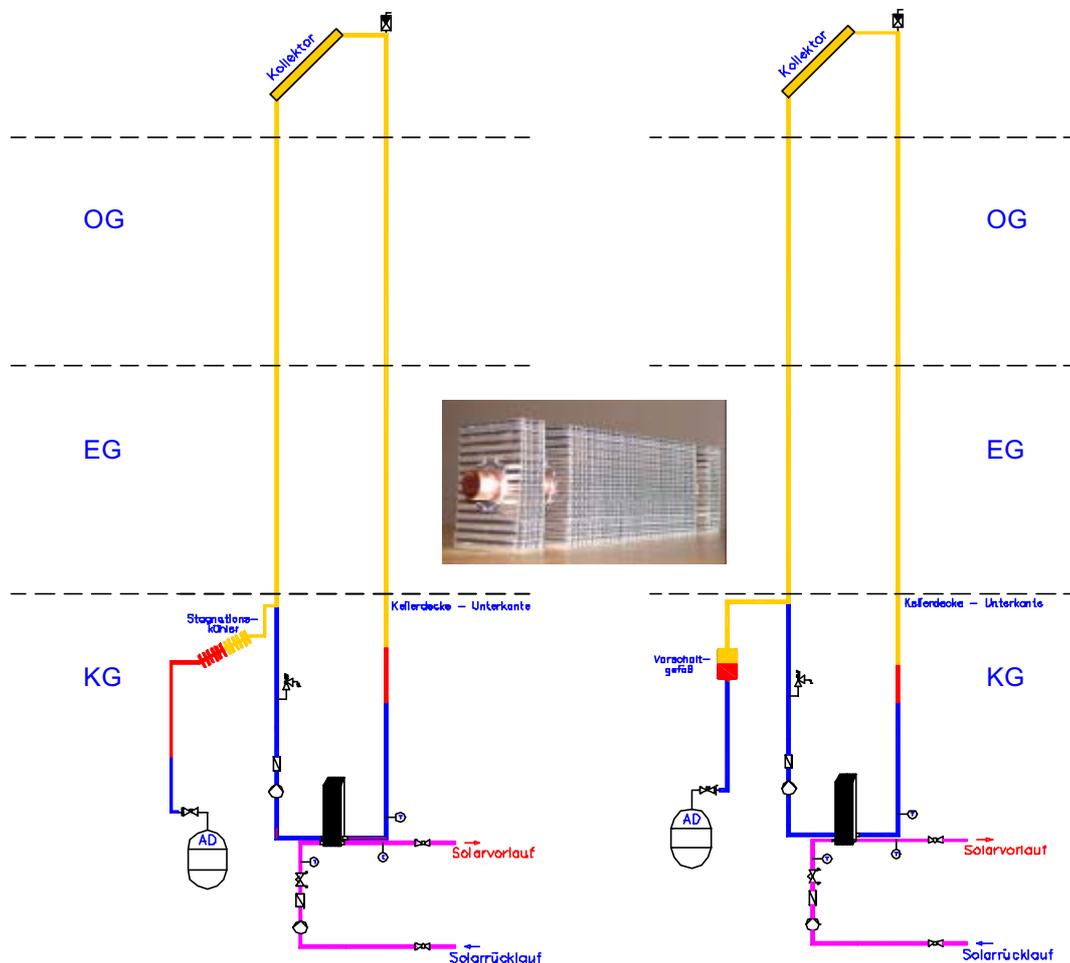


Abbildung 118: Gezielte Abfuhr der im Stagnationsfall über Dampf transportierten Energie durch Kühlung. Rot → flüssig aus Kollektor, blau u. violett → flüssig, gelb → Dampf.

Rechts: mittels Vorschaltgefäß

Links: mittels Stagnationskühler

Ausführungsvorschlag für den Kühlkörper: Kommerziell erhältliches Fußleistenheizelement (Kupferrohr 18x1, aufgedrückte Aluminiumlamellen 80 x 56 x 0,3 mm). Beim Einbau ist auf ein leichtes Gefälle in Richtung Ausdehnungsgefäß zu achten. Er muss ebenfalls geodätisch über (mindestens etwa 1-1,5 m) den zu schützenden Komponenten angeordnet werden (Abbildung 118).

Dimensionierung des Kühlers: Die vom Kühler abzuführende Dampfleistung errechnet sich aus der maximalen Dampfleistung des Kollektors abzüglich der in Vor- und Rücklaufrohren bzw. eventueller Verbindungsrohre an die Umgebung bereits abgeführten Leistung. Bei der Ermittlung der unter Dampf stehenden Länge der Vor- und Rücklaufleitung ist, wie in der Abbildung skizziert, das Prinzip der kommunizierenden Gefäße zu beachten. Je nach Einbaulage und Temperaturverhältnissen ist beim vorgeschlagenen Kühler mit einer Leistung von etwa 750 – 1000 W/m zu rechnen.

4.7 Stagnationssicheres Systemdesign – Zusammenfassung der Erkenntnisse

Aufgrund der vorliegenden Untersuchungen müssen für ein stagnationssicheres Systemdesign folgende sieben Gesichtspunkte (Abbildung 119) beachtet werden:

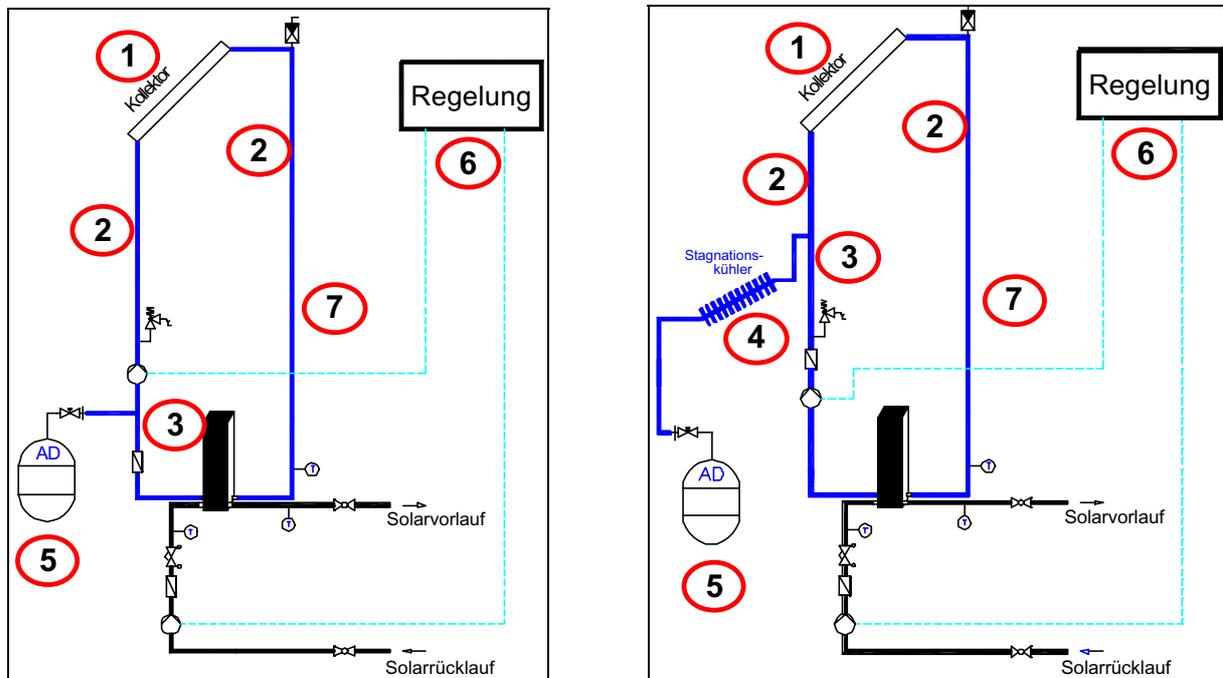


Abbildung 119: Zu beachtende Punkte für ein stagnationssicheres Systemdesign

- Links:** System ohne selbsttätigen Stagnationskühler (bei gutem Systementleerungsverhalten)
- Rechts:** System mit selbsttätigen Stagnationskühler (bei schlechtem Systementleerungsverhalten)

- (1) Verwendung gut entleerender Kollektoren, Verschaltungen und Systeme.
 - Sie ergeben spezifische Dampfleistungen von $< 50 \text{ W/m}^2$ und damit günstige Dampfreichweiten.
 - Sie reduzieren die Häufigkeit von Kondensationsschlägen.
 - Sie reduzieren den temperaturbelasteten Restflüssigkeitsanteil und erhöhen die Gebrauchsdauer des Wärmeträgermediums.
- (2) Ab Kollektor fallende Verlegung der Rohrleitungen und Vermeidung von Flüssigkeitssäcken.
 - Verhindert Kondensationsschläge in Rohrleitungen
 - An T-Stücken zur Verbindung von Kollektorteilfeldern bleibt das Potential für Kondensationsschläge bestehen, allerdings wird deren Häufigkeit stark vermindert.

(3) Komponentenanzordnung: Rückschlagventil – Anschluss Ausdehnungsgefäß – Rücklaufleitung:

- Ist Voraussetzung für gut entleerendes System.
- Vermindert die Dampfreichweite drastisch.
- Reduziert den temperaturbelasteten Restflüssigkeitsanteil.

(4) Einsatz eines Stagnationskühlers an geodätisch hoher Position bei zu hoher Dampfreichweite:

- Schützt alle temperaturempfindlichen Komponenten, insbesondere das Ausdehnungsgefäß, vor zu hohen Temperaturen (Sattdampf)
- Bringt kleinstmögliches Volumen des Ausdehnungsgefäßes.
- Rückschlagklappe kann nach in der Installationsbranche üblichen Gesichtspunkten eingebaut werden.

(5) Dimensionierung des Ausdehnungsgefäßes und Sicherheitsventils nach den neuesten Erkenntnissen (siehe Kapitel 4.4):

- Sicherheitsventil: 6 bar Ansprechdruck
- Optimaler Gefäßvordruck: 2 bar (Überdruck)
- Optimaler Anlagenfülldruck: 2,5 bar (Überdruck)

Diese Dimensionierung bringt folgende Eigenschaften:

- Optimale Ausnutzung des Ausdehnungsgefäßes: Nutzeffekt $N= 0,43$
- Schutz der Membran des Ausdehnungsgefäßes vor zu hohen Temperaturen durch heiße Flüssigkeit aus dem Kollektor ohne Verwendung eines Vorschaltgefäßes.
- Merkbare Verringerung der Dampfreichweite gegenüber niedrigem Fülldruck (Tabelle 7)
- Sattdampftemperaturen je nach aktueller Gebäudesituation (Bauhöhen): ~150 -155 °C (<160°C)
- Ausreichender Pumpenvordruck.

(6) Notwendige Reglerfunktionen:

- Kein Pumpbetrieb bei Kollektortemperaturen > 120 °C – verhindert Wiederinbetriebnahme während des Stagnationszustandes.
- Optional: Drehzahlgeregelte Inbetriebnahme der Sekundärkreispumpe wenn Wärmetauscher vom Dampf erreicht wird.
- Optional: Drehzahlgeregelte Inbetriebnahme beider Pumpen für Nachtkühlung.

(7) Empfohlene Wärmeträger:

- Für Systeme mit Flachkollektoren. Typ Tyfocor L, Einsatzbereich bis etwa 160 °C (nicht als Dauerbetriebstemperatur).
- Für Systeme mit Vakuumkollektoren. Typ Tyfocor LS, Einsatzbereich bis etwa 200 °C (nicht als Dauerbetriebstemperatur).

Die obigen Angaben gelten für den Wärmeträger in flüssiger Phase und beziehen sich nur auf Zeiten, in denen Stagnation vorherrscht (kein Dauerbetriebszustand !)

5 Drain Back Systeme

Drain Back Systeme erfüllen die Anforderungen an das Stagnationsverhalten in idealer Weise. Nach Abschalten der Primärkreispumpe werden der Kollektor und frostgefährdete Rohrleitungen vollständig unter Einwirkung der Schwerkraft entleert und belüftet, so dass zum Zeitpunkt des Erreichens höherer Kollektortemperaturen sich im Kollektor kein Wärmeträger mehr befindet. Als Wärmeträger wird in der Regel reines Wasser verwendet. Aber auch Wasser-Glykolegemische sind aus Sicherheitsgründen teilweise im Einsatz.

Aufgrund der hinsichtlich des Stagnationsverhaltens sehr günstigen Systemkonstellation wurde innerhalb des gegenständlichen Projektes die Technik von Drain Back Systemen näher beleuchtet und die Übertragbarkeit auf österreichische Verhältnisse geprüft.

Drain Back Systeme mit reinem Wasser als Wärmeträger wurden in den Niederlanden aufgrund einer in der Vergangenheit gegebenen Gesetzeslage (es waren zwei Systemtrennungen zwischen Wärmeträger und Trinkwasser notwendig) entwickelt und sind dort auch heute noch überwiegend im Einsatz. Kombisysteme haben dort aufgrund baulicher Gegebenheiten (kein Keller, kein Platz für größeren Speicher) nur sehr kleine Kollektorflächen und nur sehr geringen solaren Deckungsanteil. Es wurden aber auch größere Anlagen (einige 100m²) nach dem Drain Back Prinzip erfolgreich unter Beachtung spezieller Maßnahmen zur Optimierung des Auslaufverhaltens gebaut. Drain Back Anlagen werden dort nur von spezialisierten Solartechnikfirmen errichtet. Vorteile von Drain Back Systemen sind:

- Reines Wasser als Wärmeträgermedium altert nicht und bringt damit keine zusätzlichen Korrosionsprobleme wie sie von überbeanspruchten Glykolegemischen bekannt sind.
- Reines Wasser hat bessere Wärmeübertragungseigenschaften als Wasser-Glykolegemische (spezifische Wärme, Wärmeleitfähigkeit, Viskosität).
- Wasser ist billiger.
- Der Kollektorkreislauf arbeitet bei niedrigen Drücken.
- Geringerer Wartungsaufwand.

Nachteile von Drain Back Systemen sind:

- Geringere Flexibilität in der Wahl des Kollektors.
- Spezielle Gesichtspunkte sind beim Entwurf und der Installation des Kollektorkreislaufes zu beachten.
- Die Installation erfordert speziell geschultes Personal.
- Durch das spezielle Kollektordesign werden im allgemeinen kurze hydraulische Längen erreicht. Das bringt kleine Strömungsgeschwindigkeiten und ungünstige

Wärmeübergänge, die den Vorteil der besseren wärmetechnischen Eigenschaften von Wasser wieder aufheben können.

5.1 Ausführungsformen von Drain Back Systemen

Das Drain Back Konzept erfordert, dass jede Rohrleitung, beginnend vom höchsten Punkt der Anlage fallend in Richtung Vorratsvolumen verlegt ist, so dass sich der komplette Außenbereich des Systems durch Schwerkraft vollständig in das Vorratsvolumen entleeren kann. Im Gegenzug dazu strömt Luft aus dem Vorratsvolumen in den Kollektorbereich.

Kollektorkreisläufe können geschlossen, oder offen zur Atmosphäre sein.

Geschlossene Kreisläufe sind weit verbreitet. Sie sind in Metall ausgeführt und daher für Drücke über 3 bar geeignet. Da nach einiger Zeit der im Kreislauf ursprünglich vorhandene Sauerstoff verbraucht ist, kommt es anschließend zu keiner weiteren Korrosion. **Offene Kreisläufe** werden gewöhnlich mit Kunststoffrohren ausgeführt und brauchen nur auf den hydrostatischen Druck bei Betriebstemperatur ausgelegt werden.

In Abbildung 120 und Abbildung 121 sind verschiedene gebräuchliche Systemkonzepte, bei denen das Vorratsvolumen im Speicher oder im Wärmetauscher integriert ist, bzw. eigene Vorratsbehälter vorgesehen sind, gezeigt. Sowohl Serpentinensorber mit entsprechend geneigten Absorberrohren als auch Harfenabsorber mit geneigten Sammelrohren werden erfolgreich eingesetzt. Während die Systeme **B** und **C** nur für kleinere Anwendungen eingesetzt werden, ist System **F** auch für große Kollektorflächen geeignet.

Besonders zu beachtende Punkte bei der Ausführung von Drain Back Systemen sind:

- Rohrgefälle von 1,5 bis 3 cm/m (minimal 1 cm/m) - Abbildung 122 links. Bei ungeeigneten Befestigungen der Rohre können Wärmedehnungen im Laufe der Zeit zu Flüssigkeitssäcken führen. Auf Flachdächern frei verlegte Rohre sind gefährdet, durch darauftretende Personen verbogen zu werden.
- Ein Gefälle ist auch für Fittings und Verbindungen von Kollektoren notwendig. Insbesondere bei übereinander in Serie geschalteten Kollektoren muss darauf geachtet werden. Nicht alle Ausführungsformen der Kollektoranschlüsse sind dazu geeignet (Abbildung 122 links - a).
- Bei parallelgeschalteten Kollektoren ist die Art der Kollektoranschlüsse maßgebend für die Verlegung der Vor- und Rücklaufleitungen (Abbildung 122 rechts).
- Der Querschnitt der Vorlaufleitung ist besonders zu beachten. Einerseits muss über diese Leitung der Kollektor belüftet werden und andererseits muss beim Systemanlauf über diese Leitung die Luft durch das Wasser mitgerissen werden. In der Regel erfordert das einen kleineren Querschnitt als bei der Rücklaufleitung.

- Systeme mit geschlossenem Kreislauf, in dem sich Komponenten aus Stahl befinden, erzeugen einige Zeit Korrosionsprodukte (Fe-Oxide) die sich ablagern und z. B. im Kollektor Verstopfungen hervorrufen können. Hier sind spezielle Filter vorzusehen. In offenen Systemen muss rostfreier Stahl eingesetzt werden (z. B. in Pumpen!). Neben Kupfer oder Messing sind auch Kunststoffe geeignet.

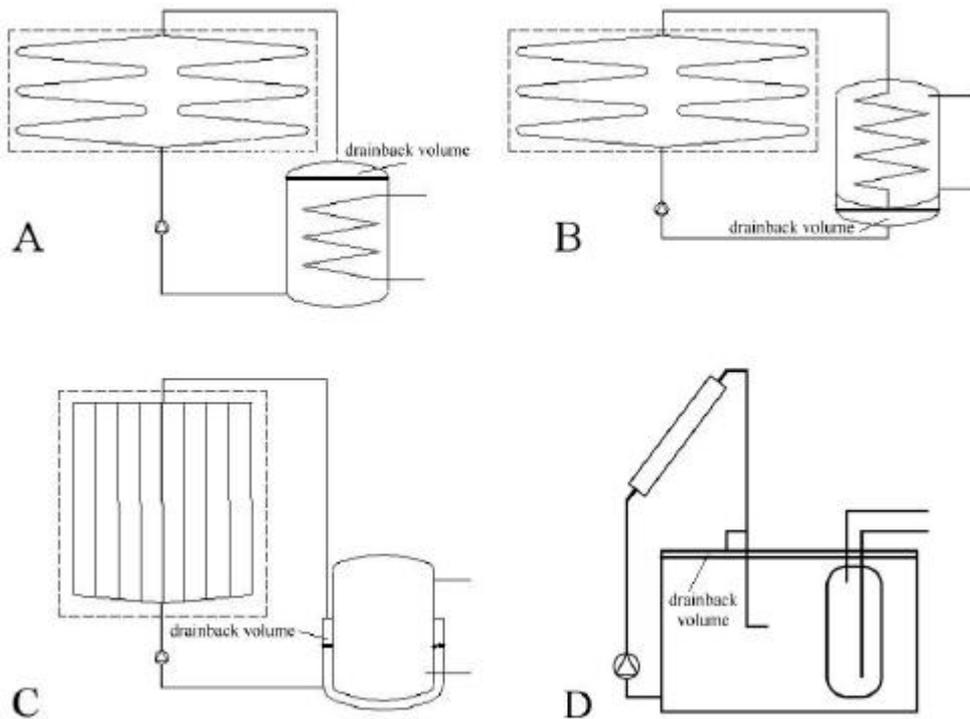


Abbildung 120: Ausführungsformen von Drain Back Systemen. Der Speicher befindet sich zumindest zum Teil unter dem Kollektorniveau (Visser et al. 2003)

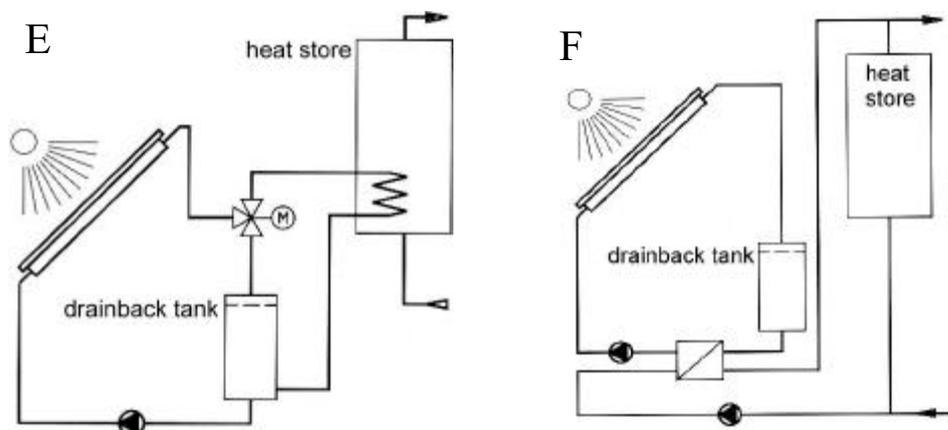


Abbildung 121: Ausführungsformen von Drain Back Systemen. Der Speicher befindet sich auf dem Kollektorniveau oder zum Teil darüber (Visser et al. 2003)

- Die Solarkreispumpe muss nicht nur den Strömungswiderstand im Normalbetrieb aufbringen können, sie muss auch den Höhenunterschied zur Füllung des Kollektors überwinden können. Um parallelgeschaltete Kollektoren problemlos füllen zu

können ist ein Volumenstrom von etwa 40 – 80 l/m²h notwendig. Die hohen Füll-Volumenströme sind nach einigen Minuten reduzierbar. Eine kleine Höhendifferenz zwischen Kollektor und Vorratsbehälter führt auch zu kleineren Pumpenförderhöhen.

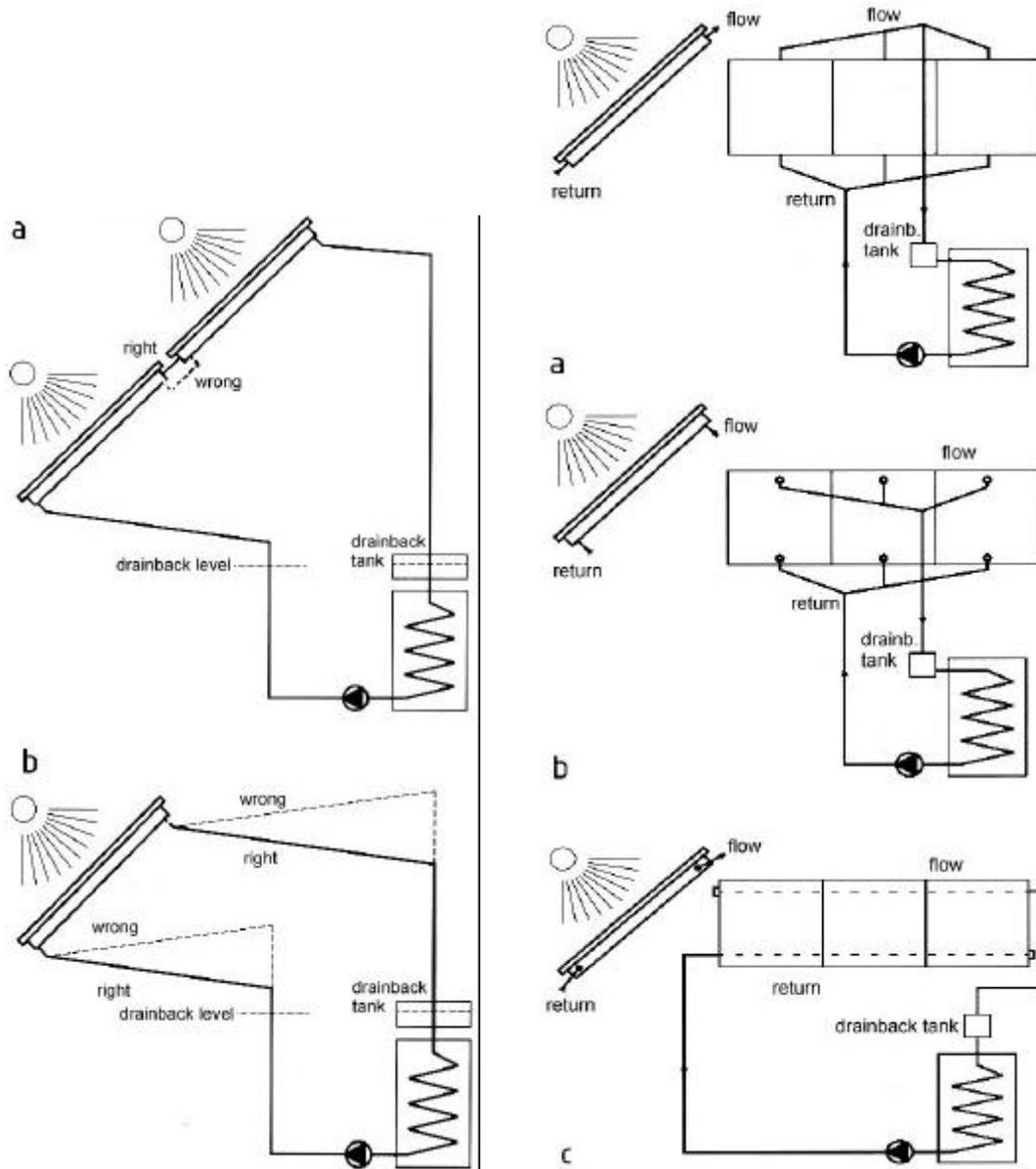


Abbildung 122: Rohrführungen (Serien- Parallelschaltungen) von Drain Back Systemen. (Visser et al. 2003)

5.2 Derzeitiger Stand bei Drain Back Systemen – Umsetzungschancen in Österreich

Etwa 80 % der Solaranlagen in den Niederlanden und praktisch alle Kombisysteme in Norwegen arbeiten nach diesem Prinzip. Einige weitere nord- und mitteleuropäische Hersteller haben Erfahrung mit diesen Systemen und stellten bereits ihre Produktion

um. Je nach Produktspezifikation müssen manche Firmen nur geringe Änderungen an ihren Standardprodukten durchführen um das Drain Back Prinzip anwenden zu können.

Viel eher ist die Einhaltung der Montagerichtlinien, die Drain Back Systeme unbedingt erfordern, ein hinderliches Problem bei der Einführung dieser Systemtechnik. Betrachtet man die Länder in denen Drain Back Systeme eine entscheidende Rolle spielen (beispielsweise Niederlande und Norwegen), so muss man feststellen, dass einerseits das Marktvolumen wesentlich geringer ist als in Österreich und daraus resultierend die Firmenstrukturen bzw. -philosophien gänzlich unterschiedlich sind. Wurden in Österreich im Jahr 2001 knapp 160.000 m² Kollektorfläche installiert (insgesamt knapp 2,4 Mio. m²), so waren es beispielsweise in den Niederlanden im selben Jahr 27.000 m² (insgesamt 154.000 m²). Norwegen besitzt einen noch weniger entwickelten Solarmarkt als die Niederlande. Diese Vergleiche sind wichtig, da diese im direkten Zusammenhang mit den Produktions-, Vertriebs- und Montagestrukturen stehen. Aufgrund der vergleichsweise geringen Märkte in den beiden vorhin genannten Ländern, bieten die Solarunternehmen zum Großteil die gesamte Versorgungskette (Produktion, Vertrieb und Montage) an. Aus diesem Grund reicht es aus, einige zentral an der Umsetzung beteiligte Personen über die speziellen Erfordernisse von Drain Back Systemen in Kenntnis zu setzen, damit die Funktionstüchtigkeit bei kleinen und auch mittelgroßen Anlagen gewahrt bleibt. Legt man das Drain Back Prinzip auf österreichische Verhältnisse um (in den letzten zehn Jahren haben sich deutliche Vertriebsstrukturen entwickelt: Produzent – Großhändler – Installateur), wo der Großteil der Solaranlagen direkt vom Installateur (in Österreich sind ca. 2.800 Installationsberechtigungen vergeben) installiert wird, sieht man die Problematik, welche die Einführung von Drain Back Systemen mit sich bringen könnte. Drain Back Systeme erfordern eine konsequente gesamtheitliche Betrachtung (von der Planung über die Produktion bis hin zur Montage – am besten durchgeführt von nur einem Unternehmen), welche nur mit sehr großem Aufwand (intensiver flächendeckender Schulung von Installateuren und Planern, Vergabe von Zertifikaten, umfassendes Anlagenmonitoring, etc.) in die österreichischen Vertriebsstrukturen zu übertragen ist. Zusätzlich ist die Technik (bis auf wenige Ausnahmen) bisher nur im Bereich von Kleinanlagen erprobt bzw. sind durch Drain Back höhere Systemkosten zu erwarten.

Das sich bei der Einführung von Drain Back Systemen ergebende Risiko bezüglich negativen Auswirkungen auf den österreichischen Solarmarkt durch nicht zufriedenstellend funktionierende und kostenintensivere Systeme, wird vom Projektteam als sehr groß eingeschätzt, da bei den Endkunden nicht zwischen den Technologien unterschieden werden kann und somit ein negatives Image für Solarthermie übrig bleiben könnte.

Aufgrund obiger Argumente erscheint es für die momentan vorherrschende österreichische Marktsituation sinnvoller, Anstrengungen in die Verbesserung des Stagnationsverhaltens von Systemen zu investieren, deren Grundprinzip sich in tausenden funktionierenden Solaranlagen bewährt hat. Vielversprechende Lösungs-

ansätze und Verbesserungsvorschläge wurden im Rahmen des gegenständlichen Projektes in großer Zahl ausgearbeitet.

6 Tätigkeitsbericht

Neben dem internen Projektmanagement (zahlreichen Projektmeetings zwischen Vertretern der Forschungseinrichtung und der Industriepartner) konnten innerhalb der Projektlaufzeit zahlreiche Veröffentlichungen (Fachzeitschriften und Präsentationen bei internationalen Fachveranstaltungen) erreicht werden. Nachfolgend werden die wesentlichen Veröffentlichungen zusammengefasst:

Art der Veröffentlichung	Zeitschrift oder Veranstaltung	Titel der Veröffentlichung
Artikel	ERNEUERBARE ENERGIEN Deutschlands verbands- und firmen-unabhängiges Monatsmagazin für die Zukunftsenergien 2-geteilter Artikel in Heft 1 und 2 im Jahr 2002	„Verhalten von thermischen Solarsystemen im Stagnationsfall“
Präsentation und Beitrag im Tagungsband	Tagung „Materialien und Komponenten in Solaranlagen“ Oktober 2001, Rapperswil, Schweiz	„Der Einfluss der Hydraulik auf die thermische Belastung der Komponenten und der Wärmeträgerflüssigkeit“
Präsentation und Beitrag im Tagungsband	11. Symposium „Thermische Solarenergie“ Mai 2001, Staffelstein, Deutschland	„Das Verhalten von Solarsystemen im Stagnationsfall“
Präsentation und Beitrag im Tagungsband	EUROSUN 2002 Bologna, Italien, Juni 2002	„Stagnation Behavior of Thermal Solar Systems“
Präsentation und Beitrag im Tagungsband	13. Symposium „Thermische Solarenergie“ Mai 2003, Staffelstein, Deutschland	„Quantifizierung des Stagnationsverhaltens von thermischen Solarsystemen“
Präsentation und Beitrag im Tagungsband	World Solar Congress 2003 Göteborg, Schweden, Juni 2003	„Quantification of the Stagnation Behavior of Thermal Solar Systems“

Fachbeitrag	Planungshandbuch für solare Kombianlagen Veröffentlichung der Task 26, Internationale Energieagentur, „Solar Heating and Cooling Programme“ <u>Verlag:</u> James&James <u>Verfügbar:</u> Juni 2003	„Stagnationsverhalten“
-------------	---	------------------------

7 Ergebnisse des Projektes und Schlussfolgerungen

7.1 Motivation, Inhalt und Ziele

Die in den letzten Jahren erzielte Effizienzsteigerung von thermischen Kollektoren (verbesserte Beschichtungstechniken, optimierte Kollektorkonstruktionen) führte einerseits zu den gewünschten höheren Solarerträgen, brachte andererseits aber höhere thermische Belastungen des Solarsystems im Stagnationsfall mit sich. Vor allem thermische Solarsysteme zur Heizungsunterstützung (mehr als 50% der in Österreich im Jahr 2001 installierten Kollektorfläche wird zur Heizungsunterstützung genutzt) erreichen im Sommer aufgrund des fehlenden Verbrauchs häufig den Zustand der Stagnation. Da das Gesamtsystem im Stagnationsfall sehr hohen Temperaturbelastungen ausgesetzt ist, traten in der Vergangenheit häufig Schäden und ungeklärte Phänomene infolge von Anlagenstagnation auf:

- Schäden an Komponenten infolge zu hoher Temperaturbelastung (Pumpen, Ausdehnungsgefäße, Strangreguliertventile, Absperrarmaturen, Rohrleitungen, Verbindungsstellen, etc.)
- Abblasen des Sicherheitsventils
- Kondensationsschläge im System (unzulässige Druckbelastungen von Komponenten sowie akustische Belastungen für den Endkunden)
- Degradation des Wärmeträgers

Diese Schwachstellen des Systems hemmen die rasche Verbreitung von solarthermischen Anlagen in Anwendungsbereichen der Heizungsunterstützung sowie Großanlagen entscheidend. Um das Vertrauen in diese Technik zu stärken und weiterhin neue Märkte erschließen zu können, ist es nötig, Solarsysteme mit unproblematischem Stagnationsverhalten zu entwickeln.

Im Rahmen dieses Projektes wurden mit den 7 beteiligten Industriepartnern thermische Solarsysteme mit unproblematischem Stagnationsverhalten erarbeitet. Im speziellen wurden, unterstützt durch messtechnische Untersuchungen am Versuchsstand der AEE INTEC Einzelkollektoren sowie Verschaltungen zu großen Kollektorflächen mit gutem Entleerungsverhalten im Stagnationsfall und daraus resultierender Reduktion der thermischen Belastung von Komponenten, entwickelt. Alle Komponenten mit wesentlichem Einfluss (Kollektor, Verrohrung, Regelung, Rücklaufgruppe, Ausdehnungsgefäß, etc.) wurden in die Systementwicklung miteinbezogen.

Ein wesentlicher Arbeitsschwerpunkt war die Erfassung von Kondensationsschlägen und die Entwicklung von Strategien zur Vermeidung von Kondensationsschlägen im Kollektor wie auch im restlichen Anlagensystem. Arbeiten zur Definition von zulässigen Belastungsgrenzen von Glykol-Wassergemischen vervollständigten das Arbeitsprogramm.

7.2 Ergebnisse

Plangemäß wurde eine Versuchsanordnung für die messtechnische Untersuchung am Versuchsstand der AEE INTEC aufgebaut. In Zusammenarbeit mit den Projektpartnern wurden für die erste Messperiode im Sommer 2001 Testkollektoren definiert, vom Industriepartner GREENoneTEC Solarindustrie GmbH produziert und von den Industriepartnern Sonnenkraft Vertriebs-GmbH bzw. S.O.L.I.D. GesmbH am Versuchsstand montiert.

Fünf unterschiedliche Flachkollektortypen und eine Vakuumröhrenkollektortype wurden in Anlehnung an handelsübliche Kollektoren (mit entsprechender wirtschaftlicher Bedeutung) als Einzelkollektoren zu je 6 m² mit unterschiedlichen Betriebsbedingungen (Systemvariationen bezüglich der relativen Lage des Rückschlagventils, Anlagendruck, klimatische Verhältnisse) gezielt Stagnationszuständen ausgesetzt und diese messtechnisch verfolgt. Dabei wurden neben den notwendigen klimatischen Daten (Umgebungstemperatur, solare Einstrahlung) die Temperaturverteilungen innerhalb der Kollektoren, im Verlaufe der Anschlussleitungen und im Bereich der Systemkomponenten der Rücklaufgruppe, Systemdrücke am Ausdehnungsgefäß und an den Kollektoranschlüssen sowie akustische Erscheinungen (Dampfschläge) mittels Körperschallmikrofonen mit angepasster zeitlicher Auflösung erfasst.

Aufgrund der Auswertungen der ersten Messperiode sowie der Einschätzungen der Industriepartner (hinsichtlich Praxistauglichkeit, Produktionskosten, etc.), wurden von diesen Typen drei sich günstig verhaltende Flachkollektortypen ausgewählt und hydraulisch optimiert. Die GREENoneTEC Solarindustrie GmbH produzierte jeweils vier Stück der für die zweite Messperiode ins Auge gefassten Kollektoren.

Während der zweiten Messperiode wurden je Kollektortype jeweils vier Einzelkollektoren in unterschiedlicher Weise zu Flächen von 24 m² verschaltet. Diese Kollektorfläche kommt häufig bei Kombisystemen zum Einsatz. Insgesamt acht Verschaltungsvarianten kamen so bei zum Teil unterschiedlichen Betriebsparametern (Systemdruckvarianten) in analoger Weise wie bei der ersten Messperiode zur Untersuchung. Hauptaugenmerk bei der zweiten Versuchsreihe waren der Einfluss unterschiedlicher Verschaltungsvarianten (der sich einzeln günstig verhaltenden Einzelkollektoren) auf das Stagnationsverhalten.

Als wichtigste Kenngröße und Maßzahl zur Beurteilung des Stagnationsverhaltens von Kollektoren und Systemen wurde die **spezifische maximale Dampfleistung** erkannt. Sie erlaubt eine Klassifizierung der unterschiedlichen Kollektortypen bzw. Verschaltungsvarianten und bei zusätzlicher Kenntnis der spezifischen Rohrleitungsverluste die **Errechnung der maximalen Reichweite des Dampfes** bei seinem Vordringen in das System während eines Stagnationsvorganges. Damit kann entschieden werden, ob bei einem bestimmten System ein ausreichend günstiges Stagnationsverhalten (keine Gefährdung von Komponenten durch extreme Temperaturen –

Sattdampftemperaturen bis etwa 155 °C sind möglich) gegeben ist, oder ob Verbesserungsmaßnahmen getroffen werden müssen.

Alle untersuchten Kollektortypen konnten mit dieser Kennzahl in Bezug auf ihr Stagnationsverhalten gereiht werden. Die gemessene spezifische Dampfleistung reichte von 18 W/m² beim günstigsten Kollektor (Serpentinenkollektor aus erster Messperiode) bis 136 W/m² beim ungünstigsten Kollektor (Vakuurröhrenkollektor).

Eine weitere Kennzahl, die jedoch mit der spezifischen maximalen Dampfleistung unmittelbar zusammenhängend ist, ist die **Restflüssigkeitsmenge**, die nach der ersten definierten Entleerungsphase im Kollektor zurückbleibt.

Den wichtigsten Einfluss auf die **spezifische maximale Dampfleistung** hat neben der solaren Einstrahlung das **Entleerungsverhalten** des Kollektors und des Systems.

Die Klasse der **gut entleerenden** Kollektoren und Systeme hat bei maximal möglicher solarer Einstrahlung (mit 1200 W/m² muss kurzfristig gerechnet werden) eine spezifische maximale Dampfleistung von **≤ 50 W je m²** Kollektorfläche, die Klasse der **schlecht entleerenden** Flachkollektoren und Systeme hingegen eine spezifische maximale Dampfleistung von **bis 120 W/m²** (Vakuurröhrenkollektor bis 140 W/m², direkt durchströmte U-förmige Absorberrohre).

Das **wesentliche Unterscheidungsmerkmal** dieser beiden Klassen ist die Art der Sammelrohr- bzw. Kollektoranschlüsse: Während bei den schlecht entleerenden Kollektoren immer beide Anschlüsse oben sind, ist bei den gut entleerenden zumindest einer unten, in einer Weise, dass ein freies Auslaufen des flüssigen Kollektorinhaltes auch nach der Phase, in der der größere Teil der Flüssigkeit durch die erste Dampfbildung ausgedrückt wird, möglich ist.

Alle getesteten **Verschaltungsvarianten** zeigten gegenüber demjenigen der Einzelkollektoren nur einen geringen Einfluss auf das Entleerungsverhalten. Allerdings sind dabei Grundsätze in der Leitungsführung zu beachten.

Der Einsatz **gut entleerender Kollektoren und Systeme** ist Voraussetzung für langens wartungsarmen und stagnationssicheren Betrieb der Systeme.

Ein wesentliches Kriterium zum Erreichen niedriger spezifischer Dampfleistungen ist die **Anordnung des Rückschlagventils** innerhalb der Rücklaufgruppe in folgender Reihenfolge: Rückschlagventil – Anschluss Ausdehnungsgefäß – Rücklaufleitung.

Ist bei einem bestimmten System die errechnete Dampfreichweite so groß, dass temperaturempfindliche Bauelemente erreicht werden können, so wurden innerhalb des Projektes Lösungen erarbeitet, diese zu begrenzen. Die aus heutiger Sicht günstigste Variante ist der Einsatz eines preiswerten einfachen **Stagnationskühlers** vor dem Ausdehnungsgefäß, der in geeigneter geodätischer Lage montiert, ohne Einsatz von Hilfsenergie, die Dampfreichweite auf unkritische Bereiche einschränkt.

Aufgrund der vorliegenden Arbeit wurden die bisher üblichen **Dimensionierungsrichtlinien für das Membranausdehnungsgefäß** modifiziert. Mit der neuen Dimen-

sionierung ist damit nun sichergestellt, dass nach einem Stagnationszustand das System ohne Ansprechen des Sicherheitsventils und damit ohne Mediumsverlust selbsttätig wiederbefüllt wird.

Folgendes Optimum für die Druckeinstellungen (betreffend Sicherheitsventil, Ausdehnungsgefäß und Wärmeträger) wurde erarbeitet:

- Sicherheitsventil: 6 bar Ansprechdruck
- Optimaler Gefäßvordruck: 2 bar (Überdruck)
- Optimaler Anlagenfülldruck: 2,5 bar (Überdruck)

Diese Dimensionierung bringt folgende Vorteile:

- Optimale Ausnutzung des Ausdehnungsgefäßes: Nutzeffekt $N = 0,43$
- Schutz der Membran des Ausdehnungsgefäßes vor zu hohen Temperaturen durch heiße Flüssigkeit aus dem Kollektor **ohne Verwendung eines Vorschaltgefäßes**.
- Merkbare Verringerung der Dampfreichweite gegenüber niedrigem Fülldruck.
- Ausreichender Pumpenvordruck.
- Geringe thermische Belastung des Wärmeträgers

Eine die **Sattdampftemperatur übersteigende Temperatur** außerhalb des Kollektors wurde im Rahmen dieser Arbeit nur an den unmittelbaren Kollektoranschlüssen eines sehr schlecht entleerenden Kollektors (Vakuumkollektor) festgestellt. Hier wurde auf kurzer Strecke überhitzter Dampf mit maximal etwa 185 °C festgestellt. Dies ist für die Auswahl der Rohrverbindungstechnik bzw. die Dichtungsmittel der Kollektoranschlüsse zu berücksichtigen.

Als eine der Quellen von **Kondensationsdruckschlägen** wurden Dampfblaseneinschlüsse verursacht durch Mischung eines Dampf- und eines Flüssigkeitsstromes im Bereich von T-Stücken innerhalb des Kollektors und im Verlaufe der vom Dampf erreichten Rohrleitungen erkannt. Ebenso verursachen Kondensatansammlungen in Rohrseen und längeren horizontalen Leitungen Kondensationsschläge.

Gut entleerende Kollektoren und Systeme sowie eine konsequent fallende Verlegung von Rohrleitungen minimieren die Wahrscheinlichkeit des Auftretens von Druckschlägen.

Obwohl Kondensationsdruckschläge akustisch stark störende Ereignisse darstellen können, wurden bei den vorliegenden Messungen keine unzulässigen Druckbelastungen von Systemkomponenten festgestellt.

Die in der ersten Messperiode eingesetzten **Wärmeträgermedien** wurden analytisch untersucht und mit den thermischen Stagnationsbelastungen in den Testkollektoren verglichen. Dabei zeigte sich ein eindeutiger Zusammenhang zwischen analytisch nachweisbarem **Abbau der Reservealkalität** und der **thermischen Belastung der Restflüssigkeitsmenge** im Stagnationsfall. Autoklaventests bei Temperaturen von 160 °C,

200 °C und 235 °C über einen Zeitraum von 6 Wochen an den beiden eingesetzten Medien TYFOCOR® LS und TYFOCOR® L zeigten den thermischen Abbau.

Auf die Praxis übertragen bestätigen die Ergebnisse die Notwendigkeit einer möglichst **vollständigen Entleerung der Kollektoren** im Stagnationsfall, sodass das Medium - wenn überhaupt, dann nur in möglichst geringer Menge während des „Leersiedens“ - erhöhten Temperaturen unterworfen ist. Deutlich wurde ebenfalls, dass das für den Einsatz in Vakuumröhrenkollektor-Systemen entwickelte TYFOCOR® LS eine gegenüber dem Standardfluid TYFOCOR® L deutlich höhere Standfestigkeit aufweist.



Abbildung 123: Ansicht eines Testkollektors aus der ersten Messreihe.

8 Literaturverzeichnis

Clifton, et al., 1985

Clifton, Rossiter Jr, Brown; 'Degraded aqueous glycol solutions: pH values and the effects of common ions suppressing pH decreases' Solar energy Materials 11, 1985

Duffie, Beckman, 1991

J. A. Duffie, W. A. Beckman, 'Solar Engineering of Thermal Solar Processes', Verlag John Wiley & Sons, Inc. 1991

Eder, et al., 1997

M. Eder, C. Fink, W. Streicher, A. Themeßl, W. Weiss, 'Heizen mit der Sonne', AEE INTEC, Gleisdorf, 1997

Faninger, BVS, 2002

Gerhard Faninger, Bundesverband Solar: Der Solarmarkt in Österreich 2001, IFF-Universität Klagenfurt, 2002

Heiligenstaedt, 1955

W. Heiligenstaedt, 'Wärmetechnische Rechnungen für Industrieöfen', Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, 1955

Organikum, 1976

Organikum, VEB Deutscher Verlag der Wissenschaften, Berlin 15 Auflage, S. 215 ff. (1976)

Rossiter et al., 1983

Rossiter Jr, Brown, Godette, 'The determination of acidic degradation products in aqueous ethylene glycol and propylene glycol solutions using ion chromatography', Solar Energy Materials 9, 1983

Terschüren, 1994

K-H. Terschüren, 'Anlagenkomponenten, Inbetriebnahme und Betriebssicherheit', Seminar 'Thermische Solarenergienutzung an Gebäuden', FhG ISE, Freiburg, 1994

U.S. Department of Energy, 1998

'Water Hammer, Safety Notice', Office of Nuclear and Facility Safety, NFS Safety Notices - Issue No. 98-02 November 1998, U.S. Department of Energy Washington, DC 20585,

http://tis.eh.doe.gov/web/oeaf/lessons_learned/ons/sn9802.htm

Visser et al. 2003

H. Visser, M. Peter, et al. 'Solar Heating Systems for Houses - A Design Handbook for Solar Combisystems', James & James, London, 2003