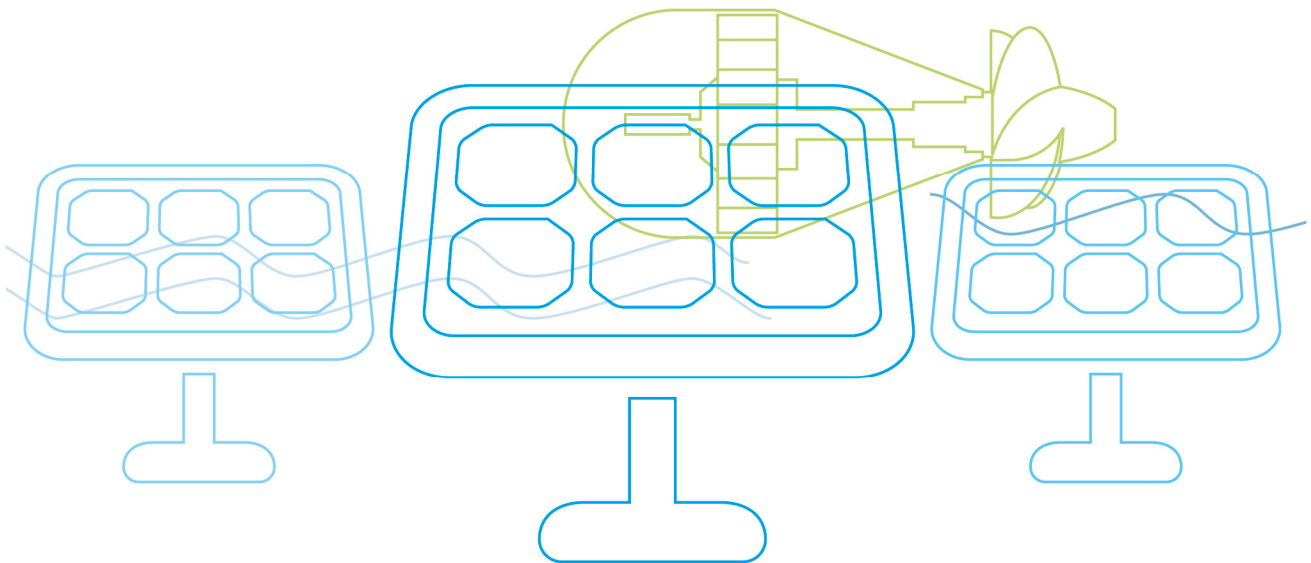




ParaSol

Hydraulikdesign von parallelen Kollektormodulen in solarthermischen Großanlagen



VORWORT

Die Publikationsreihe **BLUE GLOBE REPORT** macht die Kompetenz und Vielfalt, mit der die österreichische Industrie und Forschung für die Lösung der zentralen Zukunftsaufgaben arbeiten, sichtbar. Strategie des Klima- und Energiefonds ist, mit langfristig ausgerichteten Förderprogrammen gezielt Impulse zu setzen. Impulse, die heimischen Unternehmen und Institutionen im internationalen Wettbewerb eine ausgezeichnete Ausgangsposition verschaffen.

Jährlich stehen dem Klima- und Energiefonds bis zu 150 Mio. Euro für die Förderung von nachhaltigen Energie- und Verkehrsprojekten im Sinne des Klimaschutzes zur Verfügung. Mit diesem Geld unterstützt der Klima- und Energiefonds Ideen, Konzepte und Projekte in den Bereichen Forschung, Mobilität und Marktdurchdringung.

Mit dem **BLUE GLOBE REPORT** informiert der Klima- und Energiefonds über Projektergebnisse und unterstützt so die Anwendungen von Innovation in der Praxis. Neben technologischen Innovationen im Energie- und Verkehrsbereich werden gesellschaftliche Fragestellung und wissenschaftliche Grundlagen für politische Planungsprozesse präsentiert. Der **BLUE GLOBE REPORT** wird der interessierten Öffentlichkeit über die Homepage www.klimafonds.gv.at zugänglich gemacht und lädt zur kritischen Diskussion ein.

Der vorliegende Bericht dokumentiert die Ergebnisse eines Projekts aus dem Forschungs- und Technologieprogramm „Neue Energien 2020“. Mit diesem Programm verfolgt der Klima- und Energiefonds das Ziel, durch Innovationen und technischen Fortschritt den Übergang zu einem nachhaltigen Energiesystem voranzutreiben.

Wer die nachhaltige Zukunft mitgestalten will, ist bei uns richtig: Der Klima- und Energiefonds fördert innovative Lösungen für die Zukunft!

A stylized, handwritten signature in black ink.

Ingmar Höbarth
Geschäftsführer, Klima- und Energiefonds

A handwritten signature in black ink that reads 'Theresia Vogel'.

Theresia Vogel
Geschäftsführerin, Klima- und Energiefonds

ParaSol

Hydraulikdesign von parallelen Kollektormodulen in
solarthermischen Großanlagen

AutorInnen:

Philip Ohnewein

Robert Hausner

Dieter Preiß

1 Inhaltsverzeichnis

1	Inhaltsverzeichnis	4
1.1	Abbildungsverzeichnis.....	6
1.2	Tabellenverzeichnis.....	13
1.3	Abkürzungen und Formelzeichen	15
2	Abstract (deutsch).....	16
3	Abstract (englisch).....	19
4	Einleitung.....	21
5	Modellerstellung: Status vor Projektbeginn.....	23
5.1	Aktuell verfügbare Berechnungsansätze und Software-Werkzeuge	23
5.1.1	Druckverlust 7.x	23
5.1.2	AbsorberMaster.....	26
5.1.3	Kollektor 2.2.....	28
5.2	Literaturrecherche	30
5.2.1	Druckverluste von T-Stücken	30
5.2.2	Kollektordurchströmung	33
6	Modellerstellung: Weiterentwicklung im Projekt ParaSol	37
6.1	Beschreibung der einzelnen Programmteile	37
6.1.1	Rohr.....	37
6.1.2	Kollektor	39
6.1.3	Kollektorverschaltung	40
6.1.4	Parallele Zweige.....	43
6.1.5	Kollektortheorie	45
6.1.6	Weitere Arbeitsmappen.....	47
7	T-Stück Messungen	48
7.1	Benchmarksystem „Kollektorsammelleitungen“	48
7.1.1	Messergebnisse in tabellarischer Form	51
7.2	Messtechnische Untersuchungen an T-Stücken.....	53
7.2.1	Voruntersuchungen	53
7.2.2	Variationsfaktoren	53
7.2.3	Vorausberechnungen	55
7.3	Prüfstand für Druckverlust-Messungen.....	57
7.3.1	Aufbau und Hydraulik	57

Neue Energien 2020 - 4. Ausschreibung

Klima- und Energiefonds des Bundes – Abwicklung durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft FFG

7.4	Datenmanagement und Datenfluss	61
7.5	Zeta-Wert-Berechnung	62
7.6	Versuchsergebnisse und Diskussion	64
7.6.1	Untersuchungen an geraden Kalibrierrohren	64
7.6.2	Untersuchungen an nichtidealen T-Stücken	66
7.7	Auswerte-Methoden zu den experimentellen zeta-Werten	73
8	Modellvalidierung	80
8.1	Messtechnische Untersuchungen an Rohrregistern	80
8.1.1	Geometrie der Rohrregister	80
8.1.2	Fertigung der Rohrregister	81
8.1.3	Versuchsaufbau und Messung	82
8.1.4	Messmatrix	83
8.1.5	Ergebnisse	83
8.1.6	Diskussion	87
8.2	Validierung Rohrregister "GREENoneTEC"	88
8.3	Validierung Anlage "Elisabethinen"	90
8.3.1	Temperaturverteilung	91
8.3.2	Durchflussverteilung	92
8.3.3	Druckverlust	95
9	Ergebnisse und Schlussfolgerungen	98
9.1	Charakteristische Kennzahlen	99
9.1.1	Definition der charakteristischen Kennzahlen	100
9.1.2	Beispiel-Kollektoren und Beispiel-Kollektorfelder	104
9.2	Kollektorfeld-Verhalten für verschiedene Verschaltungen	109
9.3	Variation Massenstrom	112
9.4	Kollektorfelder bei geringer Einstrahlung	116
9.5	Beispiel-Kollektorfeld mit 6000 m ² Kollektorfläche	118
9.6	Maximale verschaltbare Kollektorflächen	121
10	Ausblick und Empfehlungen	124
11	Literaturverzeichnis	126
12	Kontakt Daten	131

1.1 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Eingabemaske von Druckverlust 7.0.....	24
Abbildung 2: Beispiel der Ausgabe von Absorber-Master	26
Abbildung 3: Beispiel einer Ausgabe in Berichtsform.....	27
Abbildung 4: Darstellung der geometrischen Eingabeparameter für das Kollektormodell	29
Abbildung 5: Eingabemaske für die Geometrie des Absorbers in KOLEKTOR 2.2.	29
Abbildung 6: Widerstandsbeiwert λ und Nusseltzahl in Abhängigkeit des Modells: schwarz=klassisches Modell, rot=Adamovich, blau=Kerensky, grün=gemessen am 7,2 mm Rohr. Nusseltzahl für: Antifrogen L 40 Vol%, 40 °C, Di-Rohr: 7,2 mm, Durchfluss: 80 kg/h.	38
Abbildung 7: Beispiel der Änderung der Kollektorkennlinie eines nicht selektiv beschichteten Kollektors in Abhängigkeit vom Betriebszustand (Übergang laminar – turbulent) für verschiedene Übergangsmodelle. Obere Kurve: gemessen bei durchwegs turbulenten Bedingungen (Wasser), untere Kurven bei laminaren bis turbulenten Bedingungen (Antifrogen L 40 %): blau: altes Übergangsmodell, rot: Adamovich, grün: Kerensky, schwarz: Übergang gemessen am 7,2 mm Rohr.....	39
Abbildung 8: Beispiel einer Durchflussmengen- und Reibungsdruckverlust-verteilung für 12 nach Tichelmann parallelgeschaltete Mäanderkollektoren.....	40
Abbildung 9: Beispiel einer Temperaturverteilung für 16 nicht nach Tichelmann parallelgeschalteten Mäanderkollektoren mit angebundenen Sammelrohren (Teil der Anlage Elisabethinen, siehe Kapitel 11.3). Weiße Balken: RL-Sammelrohr, bunte Balken Temperaturen der 20 Absorberabschnitte aus der Simulation, rote Kreismarken: VL- Sammelrohr - Mischtemperatur direkt am T-Stück. Links ist das strömungsmäßig letzte T- Stück (95,9 °C) direkt vor dem Kollektoraustritt (96,0 °C). Bei Absorber Nr. 1/16 ist im bunten Balken beim untersten Teilbalken (grau) gegenüber dem Nachbarabsorber ein höherer Temperaturanstieg gegeben, es wird hier die Leistungsaufnahme des dem nicht durchströmten Sammelrohrabschnitt zugeordneten Absorberbereiches dem ersten Teilfeld (grau) zugeordnet. Gleiches trifft beim obersten Teilfeld (hellblau) zu, jedoch ist dieser Abschnitt sehr kurz.....	42
Abbildung 10: Beispiele von Iterationsverläufen des Programms Parallele Zweige für Auswertungen der Anlage Elisabethinen: links: Messungen 30.6.13 mit Originaleinstellungen STAD, Abweichung spez. Durchfluss: +11 / - 17%, Iterationsfehler Druck: 0,033%, Mitte: 30.6.13 mit optimaler STAD-Einstellung (zuvor im Auslegungsmodus ermittelt) Abweichung +/- 0,1%, Iterationsfehler: 0,013%, rechts mit gleicher optimaler Einstellung 11.2.15 bei niedriger Temperatur (20°C) Abweichung +/- 1,2%, Iterationsfehler: 0,046%.....	45
Abbildung 11: theoretische Kollektorkennlinien eines Standardkollektoraufbaus für unterschiedliche Abdeckungen.....	46
Abbildung 12: Beispielhafte Verschaltung einer Kollektorfeldreihe mit Harfenkollektoren (oben) bzw. Mäanderkollektoren (unten)	48
Abbildung 13: Messstellen für die Eindringtiefen der Absorberrohre in die Sammelrohre	49
Abbildung 14: Beispiele von Absorberrohren, die unterschiedlich weit in das aufgeschnittene Sammelrohr hineinragen und aufgeschnittenes Sammelrohr mit hineinragenden Absorberrohren eines marktüblichen Rohrregisters.....	49

Abbildung 15: Häufigkeitsverteilung (Histogramm) der Eindringtiefen der Absorberrohre 8x0,4mm in die Sammlerrohre bei Kollektorsammelleitungen mit 22x0,8mm Sammelrohr, von zufällig aus der Kollektorfertigung entnommenen Harfenrohrregistern. Auffällig ist die breite Streuung der Eindringtiefen.	50
Abbildung 16: Überlagerung des Eindringtiefen-Histogramms mit einer normalverteilten Wahrscheinlichkeitsverteilung mit gleichem Mittelwert und gleicher Standardabweichung ...	51
Abbildung 17: QQ-Plot der Stichprobe der gemessenen Eindringtiefe. Die Abweichung von einer normalverteilten Größe wird aus diesem Diagramm deutlich.	51
Abbildung 18: Volumenströme (mit Nomenklatur und Strömungsrichtung) bei Stromvereinigung (links) und Stromtrennung (rechts).....	54
Abbildung 19: Volumenstromverhältnisse V_s/V_c in einem Harfenkollektorregister mit 40 Absorberrohren (blau). Feinere Abstufung des Messintervalls von V_s/V_c (gelb).....	55
Abbildung 20: Übersichtsschema des T-Stückprüfstands	57
Abbildung 21: Fotos vom Aufbau des Prüfstands für Messung der Druckverluste an T-Stück und geraden Rohren. Deutlich sichtbar sind die 3 Volumenstrom- und die 2 Druckverlust-Sensoren.....	58
Abbildung 22: Magnetisch induktives Durflussmessprinzip (Wikipedia [50]).	59
Abbildung 23: Aufbau des Differenzdruckumformers.	60
Abbildung 24: Linearpotentiometer (rechts) mit Rückstellfeder und Messschieber (links) zur messtechnischen Bestimmung der Eindringtiefe.	61
Abbildung 25: Übersicht des Datenflusses von den Messgrößen über die Sensorik und die Aufzeichnung bis hin zur Auswertung.....	61
Abbildung 26: Schema der Berechnungsschritte einer T-Stück-Messserie ausgehend von der Messpunktliste bis zur zeta-Wert-Berechnung mit Diagrammdarstellung.....	63
Abbildung 27: Kalibrierrohr mit zwei Holländeranschlussverbindungen und drei Druckmessstellen in definierten Abständen (Hausner [52])	64
Abbildung 28: Anschlussstück mit Messingring, Mini-Kugelhahn und flexibler transparenter Leitung (links), Messsonde mit 1 mm Ringbohrung (rechts)	64
Abbildung 29: Rohrreibungsbeiwert des Kalibrierrohrs der Dimension 28x1 für verschiedene Reynolds-Zahlen: Vergleich zwischen Messung und verschiedenen Modellen für den Rohrreibungsbeiwert	65
Abbildung 30: Messwerte zu normierten momentanen Strömungsgeschwindigkeiten im laminaren Bereich (links), laminar-turbulenten Übergangsbereich (Mitte) und im turbulenten Bereich (rechts). Zu erkennen ist im laminaren Bereich ein sehr enger Schwankungsbereich, im turbulenten Bereich ein breiter Schwankungsbereich, und im laminar-turbulenten Übergangsbereich ein stochastisches Verhalten, das im Wesentlichen zwischen laminarem und turbulentem Verhalten wechselt. Freundlicherweise zur Verfügung gestellt aus Heschl [54].	66
Abbildung 31: Bestandteile der T-Stück-Nachbildung.	67
Abbildung 32: Querschnitt der Startposition. Das Absorberrohr (8x0,4mm) steht 0 mm (Eindringtiefe = 0 mm) in das Innere des Sammelrohrs (18x1) hinein.....	67
Abbildung 33: Druckverlust-Beiwerte des T-Stück-Abzweigs mit 18 mm Sammelrohr und 8 mm Absorberrohr in Abhängigkeit der Eindringtiefe und des Volumenstromverhältnisses für eine Stromtrennung bei Reynoldszahl $Re_d = 3500$	70

Abbildung 34: Druckverlust-Beiwerte des T-Stück-Durchgangs mit 18 mm Sammelrohr und 8 mm Absorberrohr in Abhängigkeit der Eindringtiefe und des Volumenstromverhältnisses für eine Stromtrennung bei Reynoldszahl $Re_d = 1500$	70
Abbildung 35: Druckverlust-Beiwerte des T-Stück-Abzweigs mit 22 mm Sammelrohr und 8 mm Absorberrohr in Abhängigkeit der Eindringtiefe und des Volumenstromverhältnisses für eine Stromtrennung bei Reynoldszahl $Re_d > 10000$	71
Abbildung 36: Druckverlust-Beiwerte des T-Stück-Durchgangs mit 22 mm Sammelrohr und 8 mm Absorberrohr in Abhängigkeit der Eindringtiefe und des Volumenstromverhältnisses für eine Stromvereinigung bei Reynoldszahl $Re_d > 7000$	71
Abbildung 37: Druckverlust-Beiwerte des T-Stück-Abzweigs mit 28 mm Sammelrohr und 8 mm Absorberrohr in Abhängigkeit der Eindringtiefe und des Volumenstromverhältnisses für eine Stromtrennung bei Reynoldszahl $Re_d = 500$	72
Abbildung 38: Druckverlust-Beiwerte des T-Stück-Durchgangs mit 28 mm Sammelrohr und 8 mm Absorberrohr in Abhängigkeit der Eindringtiefe und des Volumenstromverhältnisses für eine Stromtrennung bei Reynoldszahl $Re_d = 7000$	72
Abbildung 39: Topologie der für die Auswertung der zeta-Werte verwendeten KNN mit Multilayer-feedforward-Architektur mit Transfer-Funktionen. Besonderheit ist die Verwendung von 2 hidden layers mit jeweils nur 5 Knoten. Insgesamt wurden in ParaSol 16 solche KNN eingesetzt, um auf Basis der T-Stück-Messungen die zeta-Werte für beliebige Randbedingungen in Kollektoren und Kollektorfeldern berechenbar zu machen.	75
Abbildung 40: Messergebnisse für zeta-Werte im Vergleich zur Fläche, die durch das entsprechende Künstliche Neuronale Netz (KNN) berechnet wurde. Dargestellt ist der Fall Stromtrennung, zeta-Wert für Abzweig bei Eindringtiefe 0mm. Die zeta-Werte sind über Reynoldszahl und Volumenstromverhältnis aufgetragen. Klar zu erkennen ist der deutliche Anstieg der zeta-Werte mit der Reynoldszahl und dem Volumenstrom-Verhältnis, wie in Kapitel 10.6.2 beschrieben.	76
Abbildung 41: Wird ein zeta-Wert für eine andere Durchmesser-Kombination (Sammler-Absorber-Durchmesser) als die vier in ParaSol untersuchten Kombinationen benötigt, dann wird der gesuchte zeta-Wert interpoliert über das Verhältnis der Querschnittsflächen Absorber zu Sammler. Die dabei verwendete Interpolationsmethode ist die pchip-Interpolation.	77
Abbildung 42: Links: Beispiel eines horizontalen Harfenregisters mit abwechselnd 3 mm und 0 mm Eindringtiefe der Registerrohre in das Sammelrohr. Bezeichnung der Rohrregister (RL-RL-RL- VL-VL-VL) und Festlegung der Anschlussbelegung: TM...Tichelmann- od. Z-Anschluss und NTM...Nicht-Tichelmann od. U-Anschluss. 3...3 mm Eindringtiefe. Rechts: Ausschnitt eines 0-3-0_3-0-3-3 Registers.	81
Abbildung 43: Rohrregisterbau in Schritten (v.l.n.r.): Einlegen und Fixierung der Absorberrohre und des Sammelrohrs bei definierten Eindringtiefen, Verlöten der T-Stück-Verbindungen, Dichtheitsprobe mit Luftdruck am fertigen Register.	81
Abbildung 44: Versuchsaufbau Rohregistermessungen. Links hinten: Sensorik (Volumenstrom, Differenzdruck); Rechts vorne: Register mit Rohranschlüssen und clamp-on Durchflusssensor; rechts hinten: Speicher mit Umwälzpumpe;	82
Abbildung 45: Volumenstrommessung in jedem einzelnen Absorberrohr des Rohrregisters. Das Prinzip beruht auf Ultraschalllaufzeitmessung. Links, Mitte: Einstellung des Abstands der Ultraschallsensoren und Fixierung über Federbänder an der Messstelle; Rechts: Signalpegelüberprüfung;	83

Abbildung 46: Die normierte Durchflussverteilung bei Tichelmann-Verschaltung im Vergleich R1 und R2 bei 800 l/h zeigt bei kleinen Durchflüssen zu Beginn mehr Abweichung voneinander. Ab Rohr 4 sind die Volumenströme ähnlich mit denen im Rohrregister mit Eindringtiefe 0 mm.	84
Abbildung 47: Die normierten Durchflussverteilungen zwischen R1, R3 und R4 weichen nicht so deutlich ab wie bei anderen Eindringtiefenkombinationen.	84
Abbildung 48: Die normierte Durchflussverteilung zwischen R1 und R5 bei Tichelmannverschaltung zeigt erhebliche Abweichungen der Durchflüsse in den einzelnen Registerrohren zueinander. Das Muster mit abwechselnder Eindringtiefe 0 mm mit 3 mm ist eindeutig erkennbar.	85
Abbildung 49: Bei einer Nicht-Tichelmann-Verschaltung von R6 und R7 dreht sich die Strömungsverteilung im 3 mm Register im Vergleich zum Register mit Eindringtiefe 0 mm ab dem siebenten Registerrohr um.	85
Abbildung 50: Die normierte Durchflussverteilung bei der Nicht-Tichelmann-Verschaltung von R6 und R8 zeigt deutliche Abweichungen. Es zeichnet sich das 0-3-0-3_0-3-0-3 Muster in der Strömungsverteilung eindeutig ab.	86
Abbildung 51: Druckverlustkennlinie bei Tichelmann-Verschaltung angenähert für die Volumenströme von 200 l/h, 400 l/h und 800 l/h für die Rohrregister R1 bis R5.	86
Abbildung 52: Druckverlustkennlinie bei Nicht-Tichelmann-Verschaltung angenähert für die Volumenströme von 200 l/h, 400 l/h und 800 l/h für die Rohrregister R6, R7 und R8.	87
Abbildung 53: Vergleich der berechneten und der gemessenen Durchflussverteilung im Rohrregister R5 (Eindringtiefen 0-3-0-3_0-3-0-3) für den Massenstrom 200 kg/h. Die Berechnung wurde mit dem in ParaSol entwickelten zeta-Wert-Modell für 3 mm Eindringtiefe durchgeführt.	87
Abbildung 54: Gegenüberstellung der Residuen der verschiedenen Modelle mit den Standardabweichungen aus den Messungen (berechnet aus je 3 Messungen für jedes der 16 Absorberrohre). Es wird klar ersichtlich, dass nur das im vorliegenden Projekt entwickelte Modell (blaue Kurve) bei den meisten Messpunkten innerhalb der Messtoleranz bleibt.	88
Abbildung 55: Verschaltung der Rohrregister im Labor von GREENoneTEC, wo die Volumenströme der einzelnen Absorberröhrchen gemessen wurden.	88
Abbildung 56: Verschaltung kleiner Harfenkollektoren wie in Abbildung 55 gezeigt.	89
Abbildung 57: Vergleich der Messergebnisse der Volumenströme (Rhomben) mit berechneten Werten aus der Berechnungsumgebung "Solar" [45]: dünne Linie: zeta-Werte T-Stücke nach Idelchik [12], dicke Linie: zeta-Werte T-Stücke nach ParaSol.	89
Abbildung 58: Ansicht des Kollektorfelds der Anlage "Elisabethinen". Zu erkennen ist die zentrale Anspeisung mit ungleicher Anzahl Kollektoren auf beiden Seiten.	90
Abbildung 59: Schematische Darstellung des Kollektorfelds mit zentraler Anspeisung der Kollektorreihen. Die Reihen selbst sind in Nicht-Tichelmann verschaltet, mit ungleicher Anzahl Kollektoren links und rechts der Anspeisung.	91
Abbildung 60: Position der Temperaturfühler direkt an den Absorbern, im Rücklauf an den Sammlern und im Vorlauf an den Absorberrohren. Die Temperatursensoren sind in 4-Leiter-Technik verbunden und wurden bereits während der Kollektorfertigung eingebracht.	91
Abbildung 61: Vergleich der gemessenen und der berechneten Temperaturverläufe innerhalb einer Kollektorreihe. Die gemessenen Werte sind Mittelwerte aus einem Zeitraum (siehe Tabelle 22), in dem der Anlagenbetrieb als stationär bezeichnet werden kann. Zu vergleichen	

- sind jeweils die Rhomben (Messungen) und die grünen Kurven (Berechnungen mit Ergebnissen aus ParaSol). Links: Absorber-Rücklauf: Die Rücklauftemperatur der Sammlerabschnitte steigt an, weil die Sammler mit aktiver Absorberfläche verbunden sind. Rechts: Absorber-Vorlauf: Der gemessene Temperaturverlauf (88..101°C) wird durch das empirische Turbulenzmodell (grüne Kurve) sehr gut nachgebildet.....91
- Abbildung 62: Massenstromverteilung über die 20 in Abbildung 61 dargestellten Mäanderrohre. Die „gemessene“ Massenstromverteilung (zur Berechnung siehe Text) liegt zwischen etwa 33 und 48 kg/h und kann durch das empirische Turbulenzmodell (grüne Kurve) gut nachgebildet werden.93
- Abbildung 63: Dargestellt ist ein Ausschnitt aus der Kollektorfeldverschaltung. In der Mitte die zentrale Anspeisung der Kollektorreihen mit Volumenstromsensor (im Rücklauf) und Temperaufühler im Vorlauf nach Kollektorausstritt an jeder Reihe.93
- Abbildung 64: Volumenstromverteilung zwischen den 8 Kollektorreihen der Anlage "Elisabethinen". Links: Volumenstromverteilung nach ursprünglicher Ventil-Einstellung (nach hydraulischer Einregulierung an den Strangreguliertventilen bei der Anlage vor Ort!). Rechts: Volumenstromverteilung nach modellierter Ventil-Einregulierung (berechnet nach dem kalibrierten hydraulisch-mathematischen Modell der Berechnungsumgebung „Solar“ [45] mit allen Informationen aus ParaSol). Zu erkennen ist die gute, homogene Volumenstromverteilung im rechten Bild.....95
- Abbildung 65: Druckverluste in Abhängigkeit verschiedener Wahlen von Modellen für Rohrreibungszahlen (Adamovich, empirisch) und zeta-Werten (Idelchik, ParaSol mit verschiedenen Eindringtiefen); Details hierzu siehe Tabelle 24. Gemessene und berechnete Druckverluste beziehen sich auf den gleichen Zeitraum wie die Temperaturverteilungen in Abbildung 61 (siehe Tabelle 22).96
- Abbildung 66: Relative (links) und absolute (rechts) Abhängigkeit der Druckverluste für die gleiche Kollektorreihe, für die in Abbildung 61 die Temperaturverteilung gezeigt wird. Deutlich sichtbar ist die starke Abhängigkeit der Druckverluste von exakten Konzentrations-Messungen, aber auch von der Fluid-Temperatur und vom Wärmeträger-Typ.97
- Abbildung 67: Referenz-Kollektoren und Referenz-Kollektorfelder für die beispielhafte Berechnung der charakteristischen Kennzahlen. Beide Kollektorfelder haben eine Brutto-Kollektorfläche von 4800 m². Im linken Kollektorfeld kommen Großflächen-Harfenkollektoren zum Einsatz, im rechten Kollektorfeld Großflächen-Mäanderkollektoren.105
- Abbildung 68: Übersicht der Verschaltungs-Varianten für Mäander-Großflächenkollektoren, für die in der Folge Ergebnis-Ausschnitte gezeigt werden.110
- Abbildung 69: Der Druckverlust für die Verschaltungsvariante "2 Gruppen" liegt auch bereits bei niedrigen Kollektorflächen deutlich über den Druckverlusten in 1 Gruppe. Bei großen Kollektorflächen steigt der Druckverlust der Nicht-Tichelmann-Verschaltung am geringsten an, dies geht allerdings auf Kosten der Strömungs-Ungleichverteilung (siehe Abbildung 70 und Abbildung 71).110
- Abbildung 70: Die Verschaltung in 1 Gruppe, sowohl in Tichelmann als auch Nicht-Tichelmann, führt bei den Mäander-Kollektoren ab einer gewissen Kollektorfläche unweigerlich zu deutlichen Strömungs-Ungleichverteilungen und damit einhergehend zu deutlichen Leistungseinbußen. Bei der 2-Gruppen-Verschaltung sind wesentlich weniger Mäanderrohre parallel verschaltet, das führt zu einer homogenen Strömungsverteilung und damit zu sehr geringen Leistungseinbußen auch bei großen Kollektorflächen.....111
- Abbildung 71: Die bereits bei Abbildung 70 beschriebene Strömungs-Ungleichverteilung bei den beiden Verschaltungen der Mäander-Kollektoren in 1 Gruppe führt ab einer Kollektorfläche von rund 100 m² zu einer deutlichen Abnahme der Temperatur-

Stagnationsreserve. Die homogenere Strömungsverteilung der 2-Gruppen-Verschaltung (siehe gestrichelte Linie unten) führt hier zu einer anhaltend guten Temperatur-Stagnationsreserve.	111
Abbildung 72: Die maximale Strömungsgeschwindigkeit steigt erwartungsgemäß bei allen Verschaltungsvarianten linear mit der Bruttofläche. Bei geringeren Kollektorflächen dominiert hier die Strömungsgeschwindigkeit in den Mäanderrohren, sodass sich die 1-Gruppen- und 2-Gruppen-Verschaltungen unterscheiden; bei größeren Kollektorflächen treten die maximalen Strömungsgeschwindigkeiten in den Sammlern auf, sodass alle Verschaltungsvarianten deckungsgleich sind.	112
Abbildung 73: Wie zu erwarten, steigt das Verhältnis von notwendiger hydraulischer Leistung zur Gewinnung einer bestimmten thermischen Leistung mit steigendem Massenstrom überproportional stark.	113
Abbildung 74: Während die Ungleichverteilung (inhomogene Volumenstromverteilung) bei allen Massenströmen in etwa gleich ist, ist aus der unteren Kurvenschar (Leistungseinbuße) deutlich erkennbar, dass die Leistungseinbuße auf Grund inhomogener Strömungsverteilung bei niedrigen Massenströmen schlechter ist und somit die maximal verschaltbare Kollektorfläche einer Reihe begrenzt.	113
Abbildung 75: Je nach Kollektor- und Kollektorfeld-Geometrie kann die maximale Strömungsgeschwindigkeit zu einem begrenzenden Faktor für die maximal verschaltbare Fläche werden. Dies gilt, wie aus dieser Abbildung klar ersichtlich, für große Massenströme.	114
Abbildung 76: Die Temperatur des jeweils heißesten Mäanders (Kurvenschar unten) nimmt bei steigender Kollektorfläche und bei sinkendem Massenstrom zu. Ab einer bestimmten Grenze (hier z.B. ca. 140 m ² Kollektorfläche bei 10 kg/m ² h) wird im heißesten Mäander die Siedetemperatur erreicht. Die Stagnationsreserve zeigt den umgekehrten Verlauf und ist bei höheren Massenströmen größer.	114
Abbildung 77: Unteres Bild: Verteilung der Absorbentemperaturen für Mäanderkollektoren, verschaltet in 1 Gruppe Tichelmann (TM) und Nicht-Tichelmann (NTM), siehe obere zwei Grafiken in Abbildung 68. Die dunkleren Balken stellen Mäanderkollektoren mit 32mm-Sammler, die helleren 26mm-Sammler dar, beide mit einem 7.2mm-Absorber. Klar erkenntlich ist, dass die Temperatur-Ungleichverteilung mit zunehmender Kollektorfläche schlechter wird (Siedetemperatur-Reserve sinkt). Erkennbar ist weiters, dass sich der Mäanderkollektor mit dem 32mm-Sammler über den gesamten Kollektorflächen-Bereich wesentlich besser verhält als der Mäanderkollektor mit dem 26mm-Sammler.	115
Abbildung 78: Der Kupferaufwand im Kollektor ist eine der charakteristischen Kennzahlen (siehe Tabelle 25). Üblicherweise erlaubt der gezielte Einsatz größerer Rohrdimensionen im Kollektor kostengünstigere Kollektorfeldverschaltungen. Dafür muss im Kollektor selbst mehr Kupfer verwendet werden. Dargestellt sind verschiedene Kollektorvarianten (charakterisiert durch Sammler- und Absorber-Dimension).	115
Abbildung 79: Massenstrom, Wirkungsgrad und spezifische Leistung von Mäander- und Harfen-Kollektor in Abhängigkeit der Globalstrahlung, für die Betriebsbedingungen aus Tabelle 30. Die Ergebnisse des Harfenkollektors liegen leicht unter jenen des Mäander-Kollektors.	117
Abbildung 80: Vorschlag für gestufte Sammelleitungen (Anspeiseleitungen), wie durch die Berechnungsumgebung "Solar" [45] für das große Kollektorfeld aus diesem Abschnitt berechnet.	119
Abbildung 81: Vorschlag für die Einstellwerte der Strangreguliertventile (STAD) mit einem Bezugsdurchmesser von 25mm. Die Ventile sind in einem Bereich von 0.5 und 4 einstellbar.	

Die Einstellwerte wurden von der Berechnungsumgebung "Solar" [45] vorausberechnet. Damit kann die hydraulische Einregulierung a priori im Planungsprozess erfolgen und muss nicht mühsam im Feld erfolgen.....119

Abbildung 82: Vergleich der Durchfluss- und Temperaturverteilung mit und ohne Strangreguliertventile (STAD) für das große Kollektorfeld aus diesem Abschnitt. Ohne STAD beträgt das Volumenstrom-Verhältnis rund 2:1, mit STAD ist das Auslegungsziel eine perfekt homogene Strömungsverteilung. Ohne STAD schwanken die Vorlauftemperaturen der Kollektorreihen in einem Bereich von etwa 70..95°C, mit STAD liefern alle Kollektorreihen die gleiche Vorlauftemperatur von 85,3°C.120

1.2 Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Beispiele und Eingabemöglichkeiten der Geometrie von Armaturen	24
Tabelle 2: Literaturangabe zur Berechnung von ausgewählten Elementen.....	25
Tabelle 3: Übersicht über die weiteren Arbeitsmappen der Berechnungsumgebung Solar ...	47
Tabelle 4: Beispielhafte Messreihe für die Eindringtiefen der Absorberrohre in die Sammlerrohre eines Rohrregisters an einem händisch verlöteten Kollektor	52
Tabelle 5: Beispielhafte Messreihe für die Eindringtiefen der Absorberrohre in die Sammlerrohre eines Rohrregisters an einem automatisch verlöteten Kollektor	52
Tabelle 6: Rohrinne Durchmesser d_i gemessen (in mm)	53
Tabelle 7: Eigenschaften der Eindringtiefe bei Harfen- und Mäanderrohrregistern. (MW...Mittelwert, relSD...relative Standardabweichung, Min...Minimalwert, Max...Maximalwert).....	54
Tabelle 8: Minimale zu erwartende Differenzdrücke beim 28x1 mm T-Stück	56
Tabelle 9: Maximal zu erwartende Differenzdrücke bei dem 18x0,7 mm T-Stück	56
Tabelle 10: Messbereiche der Volumenströme.....	59
Tabelle 11: Messbereiche der Differenzdrucksensoren	60
Tabelle 12: Dimensionen und Längenangaben der Kalibrierrohre mit Druckmessstellen (=Sonde), Maße in mm (Hausner [52])	65
Tabelle 13: Abstände der Drucksonden am zweiteiligen Sammelrohr der T-Stück-Nachbildung nach Hausner [52]. Gemessen von T-Stück-Mitte in Richtung der Anschlüsse. Maße in mm.	68
Tabelle 14: Abstände der Drucksonden am Absorberrohr der T-Stück-Nachbildung nach Hausner [52]. Gemessen vom Beginn des Absorberrohrs in Richtung Anschluss. Maße in mm.	68
Tabelle 15: Messmatrix für die T-Stück-Messreihen, mit Reynoldszahlenbereich und Volumenstromverhältnissen.	68
Tabelle 16: Überblick über die Messgrößen und Messbereiche, welche im Rahmen der experimentellen Untersuchungen zu zeta-Werten von T-Stücken variiert wurden.	69
Tabelle 18: Variablen, die letztlich für die Berechnung der KNN in ParaSol ausgewählt wurden	76
Tabelle 19: Anzahl Messpunkte, die jeweils zur Berechnung der 16 KNN herangezogen wurden.	78
Tabelle 20: Grundsätzliche Geometrie der Rohrregister	80
Tabelle 21: Messmatrix mit Angabe des Gesamtmassenstroms (kg/h) und der Verschaltungsart (TM...Tichelmann, NTM...Nicht-Tichelmann) für die Strömungsverteilungsmessung an Harfen-Rohrregistern.	83
Tabelle 22: Informationen zu Verschaltung und Betrieb der Rohrregister	89
Tabelle 23: Randbedingungen der in Abbildung 61 gemessenen und modellierten Temperaturverläufe.	92

Tabelle 24: Kollektorkennwerte wie für die Berechnungswerte in Abbildung 61 verwendet ..	92
Tabelle 25: Druckverlust-Ergebnisse einer detailliert vermessenen Kollektorreihe der Anlage "Elisabethinen" mit 5 parallel verschalteten Kollektoren. Die dargestellten Druckverluste wurden für Kombinationen aus λ -Modellen und zeta-Wert-Modellen berechnet. Die Kürzel ET bedeuten die Modellierung verschiedene Absorberrohr-Eindringtiefen im zeta-Wert-Modell "ParaSol"	96
Tabelle 26: Liste der charakteristischen Kennzahlen für Kollektorfelder, entwickelt im Projekt ParaSol.	99
Tabelle 27: Eigenschaften der Referenz-Kollektoren aus Abbildung 67, und Betriebsbedingungen, für die die charakteristischen Kennzahlen der beiden Kollektorfelder im Beispiel berechnet wurden.....	106
Tabelle 28: Auswahl und Gegenüberstellung einiger charakteristischer Kennzahlen, in denen sich die beiden Referenz-Kollektorfelder aus Abbildung 67 deutlich unterscheiden.....	108
Tabelle 29: Ergebnisse klassischer Kennzahlen für die Harfen- und das Mäander-Referenz-Kollektorfelder aus Abbildung 67.	109
Tabelle 30: Ergebnisse der charakteristischen Kennzahlen von ParaSol für die beiden Referenz-Kollektorfelder aus Abbildung 67.....	109
Tabelle 31: Folgende Annahmen zu Kollektor und Betriebsbedingungen wurden für die Berechnungen in diesem Kapitel zu den Berechnungen bei geringer Einstrahlung zu Grunde gelegt.	116
Tabelle 32: Vergleich der notwendigen Massenströme für den Betrieb eines Kollektors bei geringen Einstrahlungen (Globalstrahlung Kollektorebene) wie in Tabelle 31 spezifiziert ...	118
Tabelle 33: Beispielhafte Ergebnisse für das Beispiel-Kollektorfeld, mit Vergleich der Verschaltungs-Varianten mit und ohne Strangreguliertventile (STAD). Deutlich sind insb. die großen Unterschiede in der maximalen Absorbertemperatur, im Druckverlust bzw. der hydraulischen Förderleistung.....	120
Tabelle 34: Vergleich der wichtigsten Kennzahlen bei Verschaltung einer Kollektorreihe mit Harfen- bzw. Mäander-Kollektoren (unterschiedliche Kollektorflächen). Für Harfenkollektoren wurde die übliche Verschaltung mit allen Kollektoren in Serie angenommen, für Mäanderkollektoren die Verschaltung mit 2 Gruppen in Serie mit Tichelmann-Verschaltung (siehe Abbildung 68, S. 108). Für Mäanderkollektoren ist eine Variation verschiedener Sammler- und Absorberrohr-Dimensionen wiedergegeben. Die Berechnungen wurden in der Berechnungsumgebung "Solar" [45] durchgeführt.	123
Tabelle 35: Randbedingungen für die Ergebnisse in Tabelle 34.	123

1.3 Abkürzungen und Formelzeichen

Formelzeichen	Bedeutung	Einheit
A	Fläche, Querschnittsfläche	m ²
d	Durchmesser	m
E	Energie	J, Ws, Nm
F	Kraft	N
g	Erdbeschleunigung	m/s ²
H	Höhe	m
k	Rohrrauigkeit, Rauigkeitshöhe	m
m	Masse	kg
$\dot{M}$	Massenstrom	kg/s
p	Druck	N/m ² , Pa
R, r	Radius	m
Re	Reynoldszahl	-
t	Zeit	s
T	Temperatur	°C
V	Volumen	m ³
$\dot{V}$	Volumenstrom	m ³ /s
w	Strömungsgeschwindigkeit	m/s
ζ	Widerstandszahl, zeta-Wert	-
η	dynamische Viskosität	Pa s
λ	Rohrreibungszahl	-
ν	kinematische Viskosität	m ² /s
ρ	Dichte	kg/m ³
Δ	Differenz	
Indizes		
1	Beginn, Eingang, festgelegter Zustand	
2	Ende, Ausgang, festgelegter Zustand	
v	Verlust	
d	auf Durchmesser bezogen	
s	Abzweig T-Stück	
st	Durchgang T-Stück	
c	gemeinsamer Zweig T-Stück	
com, s	Vereinigung-Abzweig	
com, st	Vereinigung-Durchgang	
div, s	Trennung-Abzweig	
div, st	Trennung-Durchgang	
gr	gross, Brutto-Kollektorfläche	m ²
ap	aperture, Apertur-Kollektorfläche	m ²
abs	absorber, Absorber-Kollektorfläche	m ²

2 Abstract (deutsch)

Stand der Technik: Solarthermische Großanlagen in unterschiedlichen Anwendungen gewinnen im Bereich der nachhaltigen Generierung von Wärme national und international zunehmend an Bedeutung. Die österreichische Solarindustrie hat diese Entwicklung erkannt und nimmt auch international eine zentrale Position im Segment der Anlagen >500 m² Kollektorfläche ein. Dies zeigen zahlreiche mit österreichischer Beteiligung realisierte große Anlagen. Angesichts des riesigen Marktpotenzials und der guten Positionierung österreichischer Unternehmen war es zu Beginn von ParaSol unbedingt erforderlich, verstärkt technologisches Grundlagenwissen in diesem Bereich aufzubauen.

Problemstellung: Ein zentraler Aspekt bei der Planung solarthermischen Großanlagen liegt in der hydraulischen Verschaltung der Kollektoren und Kollektorfelder. Dies beginnt bei der Hydraulik innerhalb eines Kollektors und geht bis zur Ausgestaltung mehrerer Ebenen an hydraulischen Parallelschaltungen im Kollektorfeld. Für die Hydraulik innerhalb eines Kollektors existierten in der wissenschaftlichen Literatur keine zuverlässigen Angaben zu den strömungstechnischen Verhältnissen realer T-Stücke, wie sie bei der Parallelschaltung von Absorberrohren auftreten; dies behindert die Entwicklung optimierter Kollektordesigns. Für die Hydraulik innerhalb eines Kollektors existierten für die Parallelschaltung von Absorberrohren in der wissenschaftlichen Literatur keine zuverlässigen Angaben zu den strömungstechnischen Verhältnissen realer T-Stücke, was die Entwicklung optimierter Kollektordesigns behindert. Auch auf den übergeordneten Hydraulikebenen (Verschaltung von Kollektoren parallel und in Serie zu Gruppen und Reihen) lagen zu Projektbeginn keine Möglichkeiten vor, um die entscheidenden hydraulischen Rahmenbedingungen in einem großen Kollektorfeld fundiert zu beschreiben. Aus diesem Grund können bei größeren solarthermischen Anlagen energetische und wirtschaftliche Potenziale (Reduktion der System- und Energiegestehungskosten) derzeit nicht ausgeschöpft werden, was wiederum deren Konkurrenzfähigkeit im Vergleich zu konventionellen Wärmeversorgungsanlagen reduziert.

Zielsetzungen: Vor diesem Hintergrund war es das Ziel, im Projekt ParaSol ein fundiertes mathematisch-physikalisches Modell zur Abbildung diverser strömungstechnischer Vorgänge in solarthermischen Anlagen zu entwickeln und an Hand experimenteller Messungen im Labor und im Feld zu validieren. Insbesondere sollte es dadurch möglich werden, detaillierte Berechnungen zu Strömungs- und Temperaturverteilungen, Wirkungsgraden sowie Reibungs- und Stoßdruckverlusten in allen hydraulischen Ebenen des Systems durchzuführen. Ein weiteres Ziel von ParaSol war es, auf Basis dieser Erkenntnisse technische Kennzahlen zur Charakterisierung des Verhaltens von solarthermischen Kollektoren und Kollektorfeldern zu entwickeln, um verschiedene hydraulische Verschaltungsmöglichkeiten für solare Kollektorfelder effektiv miteinander vergleichen zu können.

Methodik und Ergebnisse:

- 1) Im Rahmen von ParaSol konnten erstmalig detaillierte experimentelle Labor-Untersuchungen zu Strömungsverteilungen und zum Druckverlust-Verhalten von T-Stücken unter für die Solarthermie relevanten Rahmenbedingungen durchgeführt werden. Diese Erkenntnisse generieren Informationen, die in der wissenschaftlichen Literatur bisher nicht vorlagen. Insgesamt wurden 20.596 Einzelmesswerte erfasst, jeweils Abzweig- und Durchgangs-Druckverlust für Stromtrennung und -vereinigung. Folgende Parameter wurden variiert: Reynoldszahl (Bereich von 250 bis 25.000), Volumenstromverhältnis Absorber zu Sammler, Eindringtiefe Absorberrohr in Sammelrohr (-3mm bis +9mm) sowie vier Sammelrohr-Durchmesser. Diese Druckverlust-Messungen wurden in MATLAB mit Hilfe von 16 Künstlichen Neuronalen Netzwerken ausgewertet und in Form einer dll-Datei in das Berechnungstool für solarthermische Kollektoren und Kollektorfelder integriert. Ebenfalls in das Berechnungstool integriert wurden die Erkenntnisse aus ausführlichen theoretischen Untersuchungen sowie aus verschiedenen experimentellen Arbeiten im Labor der AEE INTEC zum Übergangsbereich zwischen laminarer und turbulenter Strömung und zu Strömungsverteilungen in Kollektoren.
- 2) Nächster Schritt im Projekt war die Validierung des Berechnungstools: Diese Validierung erfolgte zunächst im Labor der AEE INTEC an Hand von Messreihen an acht speziell gefertigten Rohrregistern. Im Anschluss daran wurde das Berechnungstool mit den Betriebsdaten einer solarthermischen Großanlage in Graz (362 m² Kollektorfläche) validiert. Der Detaillierungsgrad der messtechnischen Ausstattung dieser Feldanlage ist weltweit einmalig. Die Übereinstimmung zwischen Modell und Messung ist im Bereich Temperatur- und Strömungsverteilung als sehr gut, im Bereich Druckverlust als gut anzusehen; beträchtliche Unsicherheit kommt hier von den Wärmeträger-Stoffwerten. Insgesamt stehen mit den Projektergebnissen nun umfangreiche, fundierte und validierte Berechnungsmöglichkeiten zu Strömungsverteilungen, Reibungs- und Stoßdruckverlusten, Temperaturverteilungen sowie thermischen und hydraulischen Wirkungsgraden für solarthermische Kollektoren und Kollektorfelder zur Verfügung.
- 3) In einem weiteren Projektteil von ParaSol wurde ein grundlegend neuartiger Zugang zur Bewertung von Kollektorfeldern entwickelt: Ein Satz von 11 "Charakteristischen Kennzahlen" ermöglicht einen raschen Überblick über die wesentlichen technischen Vorgänge in einem Kollektorfeld und bildet eine fundierte Basis zur wirtschaftlichen und technischen Beurteilung verschiedener Hydraulikkonzepte für solarthermische Kollektorfelder. Alle Kennzahlen können bereits im Rahmen der Kollektorfeld-Auslegung in der Planungsphase einer Solaranlage berechnet werden. In diesem Sinne stellt die Bewertungsmöglichkeit durch die Charakteristischen Kennzahlen eine Verbesserung des Detailplanungsprozesses solarthermischer Anlagen dar.

Nutzen und Ausblick: Auf Basis der durchgeführten Arbeiten konnte ParaSol wesentliche Beiträge zum Verständnis von hydraulisch-thermischen und wirtschaftlichen Fragen bei solarthermischen Großanlagen liefern. Die Projektergebnisse stellen neue Erkenntnisse für die Solarthermiebranche bereit, speziell für den Bereich solarthermische Großanlagen. ParaSol konnte bedeutendes Grundlagenwissen erarbeiten, Vereinfachungen für den Planungsprozess entwickeln, konkrete Kostenreduktionspotenziale aufzeigen und die Planungssicherheit erhöhen. Die Projektergebnisse tragen zu einer verbesserten Wirtschaftlichkeit großer Solaranlagen bei und verbessern die Chancen österreichischer Kollektorhersteller, Planer, Errichter und Betreiber im In- und Ausland.

Um die Erkenntnisse aus dem Projekt ParaSol zu vertiefen, wäre es als nächster Schritt nun wichtig, die Projektergebnisse mit Praxiserfahrungen aus Planung und Betrieb großer thermischer Solaranlagen zu verknüpfen. Dazu wäre ein vergleichender Zugang von planerischen Aspekten (etwa hydraulisch-thermische Berechnungen zu Kollektorfeld-Verschaltungen und die charakteristischen Kennzahlen) mit Messdaten der Anlagen vorstellbar. Ziel ist eine weitere Standardisierung und Kostensenkung bei der Anlagenplanung sowie eine Stärkung der Solarthermie-Branche.

3 Abstract (englisch)

State of the art: Large solar thermal systems for different applications are gaining importance for the sustainable generation of heat, both on Austrian and international levels. The Austrian solar industry is aware of this development and plays a key role in the segment of plants with $>500 \text{ m}^2$ of collector area. Numerous large installations with Austrian participation are a proof of this. Given the huge market potential and the good market position of Austrian companies, at the beginning of ParaSol it was essential to build up fundamental knowledge in this area.

Motivation and problem: One of key aspects in the design of large solar thermal plants is the hydraulic layout of the collectors and collector arrays. This starts with the hydraulics inside one collector and ends with the design of several layers of hydraulic connections in the collector array. For what concerns the hydraulics inside one collector, no reliable information was available in the scientific literature regarding the fluid dynamics of real-world T pieces like they occur in the parallel connection of absorber tubes; this hinders the development of optimized collector designs. Also on higher hydraulic levels (connection of collectors in parallel and in series to form groups and rows), at the beginning of ParaSol there existed no adequate means to comprehensively describe the crucial hydraulic conditions in a large collector array. For this reason, large solar thermal systems currently fall below their potential in both technical and economic terms (reduction of system cost and levelized cost of energy), which in turn reduces their competitiveness compared to conventional heating systems.

Objectives: Against this background, one of the aims of ParaSol was to develop a solid mathematical-physical model capable of detailed calculations of various hydraulic processes in solar thermal plants. This model had to be validated by means of experimental measurements in the laboratory and in the field. In particular, one objective was to carry out detailed calculations of flow and temperature distributions as well as friction and minor pressure losses in all hydraulic levels of the system. Based on these findings, technical key figures should be developed within ParaSol in order to facilitate the effective characterization and assessment of different hydraulic connections of large solar collector arrays.

Methods and results:

- 1) Within ParaSol, detailed laboratory experiments on flow distributions and pressure loss behavior of T pieces could be carried out for the first time under boundary conditions that are relevant for solar thermal. These findings generate information that was not available up to now in the scientific literature. A total of 20,596 individual readings were recorded, each with straight and side pressure losses for dividing and combining flow. The following parameters were varied: Reynolds number (range 250 to 25,000), volume flow ratio absorber to manifold, intrusion depth absorber into manifold (-3mm to + 9mm) and four manifold pipe diameters. These pressure drop measurements were evaluated in

MATLAB with the help of 16 Artificial Neural Networks and integrated in the calculation tool for solar thermal collectors and collector arrays by means of a .dll file. The calculation tool also comprises findings from detailed theoretical investigations as well as from experimental work in the laboratory of AEE INTEC concerning the transition region between laminar and turbulent flow and flow distribution in collectors.

- 2) Next step in the project was the validation of the calculation tool: In the first instance, this validation was carried out in the laboratory of AEE INTEC on the basis of measurements at eight specially crafted harp-shaped tube registers. Subsequently, the calculation tool was validated with the aid of operating data from a large solar thermal plant in Graz (362 m² collector area). The level of detail of the measuring equipment of this system is unique in the world. The agreement between model and measurement is very good for what concerns temperature and flow distribution and good for what concerns pressure losses; considerable uncertainty comes from the material properties of the heat transfer fluid. With the outcomes of ParaSol, an extensive, solid and validated calculation methodology is available to calculate flow distributions, friction and minor pressure losses, temperature distributions as well as thermal and hydraulic efficiencies for solar thermal collectors and collector arrays.
- 3) In the next part of the ParaSol project, a fundamentally novel approach for assessing collector arrays was developed: A set of 11 "characteristic key figures" allows a quick overview of the essential technical phenomena in collector arrays and forms a sound basis for economic and technical evaluation of different hydraulic concepts for solar thermal collector arrays. All key figures can be calculated already within the design phase of a solar thermal plant. In this sense, the characteristic key figures are an improvement of the detailed design process of solar thermal plants.

Benefits and outlook: Based on the work carried out, ParaSol is a significant contribution to understanding hydraulic-thermal and economic issues in large solar thermal systems. The project results provide new findings for the solar thermal industry, in particular for large solar thermal systems. ParaSol developed important fundamental knowledge, drew simplifications for the design process, identified specific cost-reduction potentials and increased planning reliability. The project results contribute to an improved profitability of large solar thermal plants and improve the chances of Austrian collector manufacturers, planners, constructors and operators at home and abroad.

In order to deepen and extend the knowledge gained from the ParaSol project, as a next step it would be important to link the project results with practical experience from the design and operation of large thermal plants. For this purpose, one way to go is to compare design aspects (such as hydraulic-thermal calculations of collector array layouts and the characteristic key figures) with measurement data of the plants. The aims are cost reduction and further standardization of the system design as well as strengthening the solar thermal industry.

4 Einleitung

Thermische Solarenergie weist ein erhebliches Potenzial bei der weltweiten Versorgung mit thermischer Energie auf (vgl. z.B. Weiß & Biermayr [1]). Solarthermische Großanlagen haben hier eine besondere Bedeutung, weil die solarthermischen Energiegestehungskosten im allgemeinen mit der Anlagengröße abnehmen. Die Bedeutung solarthermischer Großanlagen in unterschiedlichen Anwendungen (Einspeisungen in Wärmenetze, industrielle Prozesse etc.) nimmt am Markt laufend zu, in einigen Fällen sind die solarthermischen Energiepreise auf einem vergleichbaren Niveau wie jene konventioneller Energieträger (vgl. z.B. Dalenbäck [2]).

In den letzten Jahren nahm das Know-how zu solarthermischen Großanlagen beständig zu, wie zahlreiche wissenschaftliche Beiträge und Berichte sowie umgesetzte Anlagen belegen. Technische Richtlinien wurden herausgegeben (z.B. VDI-Richtlinie 6002 [3]), und verschiedene Berichte aus F&E-Projekten sowie Fachbücher fassen den Wissensstand zusammen (siehe z.B. Peuser et al. [4], Remmers [5], Peuser et al. [6], SDH [7]).

Eine der wichtigsten Aufgaben bei der Planung solarthermischer Großanlagen ist die Auslegung des Kollektorfelds. Wie in Kapitel 5 dieses Berichts detailliert ausgeführt, hält die verfügbare Fachliteratur nicht ausreichende technische Informationen zu großen Kollektorfeldern bereit, denn einige grundlegend wichtige technische Aspekte solarthermischer Großanlagen werden nicht zufriedenstellend beantwortet oder nicht in Betracht gezogen. Die wesentlichen Probleme sind:

- Die technischen Grenzen bei der Planung der Kollektorfeld-Hydraulik solarthermischer Großanlagen sind derzeit im Detail bekannt, und aus diesem Grund auch Kostenreduktionspotenziale nicht ausgeschöpft.
- Es gibt derzeit keine zufriedenstellenden Methoden zur einfachen technischen Charakterisierung, Bewertung und Vergleich verschiedener hydraulischer Verschaltungsvarianten bei großen Kollektorfeldern.
- Berechnungstools zur Simulation des hydraulischen und thermischen Verhaltens großer Kollektorfelder sind nicht ausreichend durch experimentelle Messungen validiert, insbesondere was Feldmessungen betrifft.
- Zur Validierung von Simulationswerkzeugen, die das hydraulische und thermische Verhalten großer Kollektorfelder abbilden können, fehlt zum Teil noch die entsprechende wissenschaftliche Grundlage: Zu T-Stücken in solarthermischen Kollektoren gibt es kaum verlässliche Druckverlustdaten. Zahlen aus der Standardliteratur sind für Solarthermie aus mehreren Gründen nicht anwendbar (siehe Kapitel 5.2.1).

Der vorliegende Bericht beschreibt die Ergebnisse aus dem Projekt „ParaSol“ („Hydraulikdesign von parallelen Kollektormodulen in solarthermischen Großanlagen“), das von AEE INTEC koordiniert und in Zusammenarbeit mit den Industriepartnern GREENoneTEC Solarindustrie GmbH und Sonnenkraft Österreich Vertriebs GmbH durchgeführt wurde. Vorrangiges Projektziel war die Entwicklung und Validierung eines mathematisch-physikalischen Modells, das die hydraulische und thermische Abbildung gesamter Kollektorfelder ermöglicht. Die Validierung geschah durch messtechnische Untersuchungen, im Labor von AEE INTEC sowie in einer Feldanlage. Ein Satz charakteristischer Kennzahlen für Kollektorfelder ermöglicht eine einfache Charakterisierung solarthermischer Kollektorfelder und erlaubt einen Vergleich verschiedener Verschaltungsvarianten. Schlussendlich sollen große Kollektorfelder (mit mehreren 1.000 m² Kollektorfläche) mit Hilfe eines validierten hydraulisch-thermisch gekoppelten Modells bereits in der Planungsphase zuverlässig im Detail untersucht werden.

5 Modellerstellung: Status vor Projektbeginn

Das Projektkonsortium von ParaSol nutzt unterschiedliche Werkzeuge zur thermisch-hydraulischen Abbildung von solarthermischen Kollektoren und Kollektorfeldern. Dabei finden sowohl selbst entwickelte Ansätze als auch kommerziell angebotene Produkte Verwendung. Basierend auf diesen Erfahrungen sollte untersucht werden, welche relevanten Werkzeuge und Berechnungsansätze existieren, die maßgebliche Beiträge für ParaSol liefern könnten.

Weiters sollte eine detaillierte Recherche hinsichtlich vorhandener wissenschaftlicher Literatur zum Thema Kollektorfeld-Durchströmung, Druckverlust und speziell zum Verhalten von T-Stücken unter für Solaranlagen realistischen Rahmenbedingungen durchgeführt werden.

5.1 Aktuell verfügbare Berechnungsansätze und Software-Werkzeuge

5.1.1 Druckverlust 7.x

Das Rechenprogramm „Druckverlust“ [8] wird von der Software-Factory, einer deutschen Sharewarefirma, vertrieben und seit 1994 ständig auf neuestem Stand gehalten. Die derzeit aktuellste Version ist Druckverlust 7.2. Es gibt auch einen kostenfreien Onlinerechner unter: <http://www.druckverlust.de/>.

Druckverlust 7.x berechnet Druckverluste von strömenden Flüssigkeiten und Gasen in Rohrleitungen im laminaren und turbulenten Bereich. Außer den Druckverlusten in einfachen Rohrleitungen können auch Druckverluste durch Rohrleitungselemente (Richtungsänderungen, T-Stücke, etc.) und durch verschiedene Armaturen (Ventile, Dehnungsausgleicher etc.) berechnet werden (Liste der berechenbaren Rohrleitungselemente siehe unten). Die einzelnen Elemente können beliebig kombiniert und es kann der Gesamtdruckverlust berechnet werden. Über die Eingabemaske (Abbildung 1) können die Armaturen definiert und deren Geometrie eingegeben werden.

Neue Energien 2020 - 4. Ausschreibung

Klima- und Energiefonds des Bundes – Abwicklung durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft FFG

Druckverlust 7.0

Rohrleitungselement Anzahl Elemente: 1

Rohrbezeichnung:

Rohrdurchmesser D1: 16,6 mm

Rohrdurchmesser D2: 7,2 mm

Radius R: 0 mm

Winkel w: 90 Grad

Fördermedium

Fördermedium: Wasser

Volumenstrom: 0,3 m³/h

Strom abzw. Rohr: 0,1 m³/h

Dichte: 998,2 kg/m³

Dyn. Viskos.: 1002

Aggreg. Zustand: ☒ flüssig ☐ gasförmig

Rohr-Rauigkeitswert: 0,1 mm

Zusätzliche Daten für Gase

Eintritts-Druck (abs.): 1 bar

Eintritts-Temperatur: 300 °C

Austritts-Temperatur: 250 °C

Berechnen

UNBENANNTE.DRU

Projekt:

Rohrleitung 1

	1	2	3
Eintritts-Temperatur °C			
Austritts-Temperatur °C			
Normvolumenstrom Nm ³ /h			
3. Rohrleitungselement			
Rohrbezeichnung	T-Stücke DIN 2615-1		
Rohrleitungselement	Abzweigstück Stromtrennung	Abzweigstück Stromtrennung	
Anzahl	1	1	
Elementabmessungen			
	Rohrdurchmesser D1 in mm: 18,100	Rohrdurchmesser D1 in mm: 16,600	
	Rohrdurchmesser D2 in mm: 18,100	Rohrdurchmesser D2 in mm: 7,200	
	Radius R in mm: 1,600	Radius R in mm: 0,000	
	Winkel w in Grad: 90,000	Winkel w in Grad: 90,000	
4. Berechnungsergebnis			
Strömungsgeschw. m/s	0,324	0,385	
Summe der Druckverluste	0,000 bar		

Abbildung 1: Eingabemaske von Druckverlust 7.0

Die Druckverluste werden kumuliert, wenn man ein weiteres Element (Rohrstück, Armatur, etc.) auswählt und die Berechnung startet. In der Datenbank sind Normteile nach EN/ISO/DIN/ASME/ANSI verfügbar. Diese Normteile sind Kreisrohre, Rechteckrohre, Rohrbögen, Reduzierungen, Erweiterungen und T-Stücke. Die Stoffdatenbank liefert nach Eingabe von Temperatur, Druck, Art und Zusammensetzung des Mediums die restlichen Parameter für die Druckverlustberechnung. Die Stoffdatenberechnung von Wasser, Wasserdampf, anderen Gasen (CO₂), Wärmeträgerölen und Kältemitteln basiert auf Vorgaben nach Industriestandards (z.B.: IAPWS-IF 97). Druckverlust 7.x berechnet irreversible Druckverluste durch Reibung, Verwirbelungen und Strömungsablösung. Einige Beispiele sind in Tabelle 1 aufgelistet.

Tabelle 1: Beispiele und Eingabemöglichkeiten der Geometrie von Armaturen

Gerade Rohre	Kreisrohr, Rechteckrohr, Kreisring, Kanal, Wellrohr, Sonstige Form
Rohrverzweigungen	T-Stück scharfkantig, T-Stück kugelförmig, T-Stück abgerundet, Boden gerade, T-Stück kugelförmig Hals abgerundet, Abzweigstück Stromtrennung, Abzweigstück Stromvereinigung, Hosenrohr gerade, Hosenrohre gekrümmt
zeta-Werte	zeta-Wert Kreisrohr und Rechteckrohr
Reversible Druckänderungen	(durch geodätische Höhe und durch Änderung der Bewegungsenergie) Höhenunterschied, Dynamische Druckänderung Kreisrohr und Rechteckrohr

Die einzelnen Rohrleitungselemente werden gemäß folgender Literaturangaben (Tabelle 2) berechnet. Die zeta-Werte von T-Stücken zur Druckverlustberechnung werden nach den Formeln von Idelchik [2] berechnet.

Tabelle 2: Literaturangabe zur Berechnung von ausgewählten Elementen

Gruppe	Turbulente Strömung	Laminare Strömung
Gerade Rohre	Ab der Version 2.5 wird für den gesamten turbulenten Bereich die Formel von Prandtl-Colebrook verwendet. Die meisten Autoren vertreten die Meinung, dass diese Gleichung nicht nur für den Übergangsbereich hydraulisch glatt zu rauh verwendet werden kann, sondern für den gesamten hydraulischen Bereich. Alternativ kann mit den Gleichungen nach Blasius / Nikuradse / Karman / Moody berechnet werden.	$RRZ = 64/Re$
Rohrverzweigungen	Bohl [9], Leichtbau [10], Wagner [11]	Leichtbau [10], Bohl [9], Idelchik [12]

Zusammenfassung

- Die einfache und selbsterklärende Eingabemöglichkeit führt schnell zu brauchbaren Ergebnissen, vor allem für hydraulische Berechnung im Heizungs- und Lüftungsbereich.
- Über die Hersteller-Datenbank von Hydraulik- und Lüftungsarmaturen sind Druckverluste für einfache Verschaltungen schnell berechnet.
- Vordefinierte Größen in gängigen Maßeinheiten (graphische Übersicht) sind vorhanden woraus sich eine leichte Anpassbarkeit ergibt. Sehr viele praxisrelevante Strömungsmedien (Flüssigkeiten und Gase) sind vordefiniert

Speziell für die Anforderungen im Projekt ParaSol, das sich mit der Strömungsverteilung in großen solarthermischen Anlagen beschäftigt sind gilt:

- Glykol und Propylenglykol, die wichtigsten Bestandteile des Frostschutzgemisches in solarthermischen Anlagen sind nicht unter den vordefinierten Medien.
- Die zeta-Werte von T-Stücken werden mit den in der Literatur bekannten Gleichungen, hauptsächlich aus den Werken von Idelchik [12] und Wagner [11] berechnet. Es gibt daher auch keine Eingabemöglichkeit für Eindringtiefen.
- Weiters ist keine Definition von einzelnen Rohrregistern möglich. Ein Rohrregister müsste stück- bzw. abschnittsweise eingegeben werden. Die Software bietet auch keine Möglichkeit Verschaltungen von Rohrregistern durchzuführen. Eine Ausgabemöglichkeit und graphische Anzeige der Durchflüsse in den einzelnen Registerrohren (Absorberrohren), um die Strömungsverteilung zu veranschaulichen, ist nicht möglich.

5.1.2 AbsorberMaster

Die Software Absorber-Master [13] liegt in der Version 1.5 vor. Das Programm stammt vom Institut für Solartechnik (SPF) in Rapperswil und ist kommerziell bei Solarcampus erhältlich: www.solarcampus.ch.

Absorber-Master kann die Leistungsfähigkeit und den Druckverlust eines Solarabsorbers in der Planungs- und Entwicklungsphase theoretisch bestimmen. Ausgehend von einer Auswahl unterschiedlicher Absorberanordnungen vom Typ "Harfe" und "Mäander" kann ein Absorber durch Variation der eingesetzten Materialien und Geometrien optimiert werden. Unterstützt wird dabei durch eine umfangreiche Datenbank. Die Optimierung hinsichtlich der Kriterien Leistung, Preis/Leistung und Material/Leistung ist durch einen eingebauten Algorithmus automatisiert. Die zu variierenden Größen können, zusammen mit den zugehörigen Grenzen, frei gewählt werden.

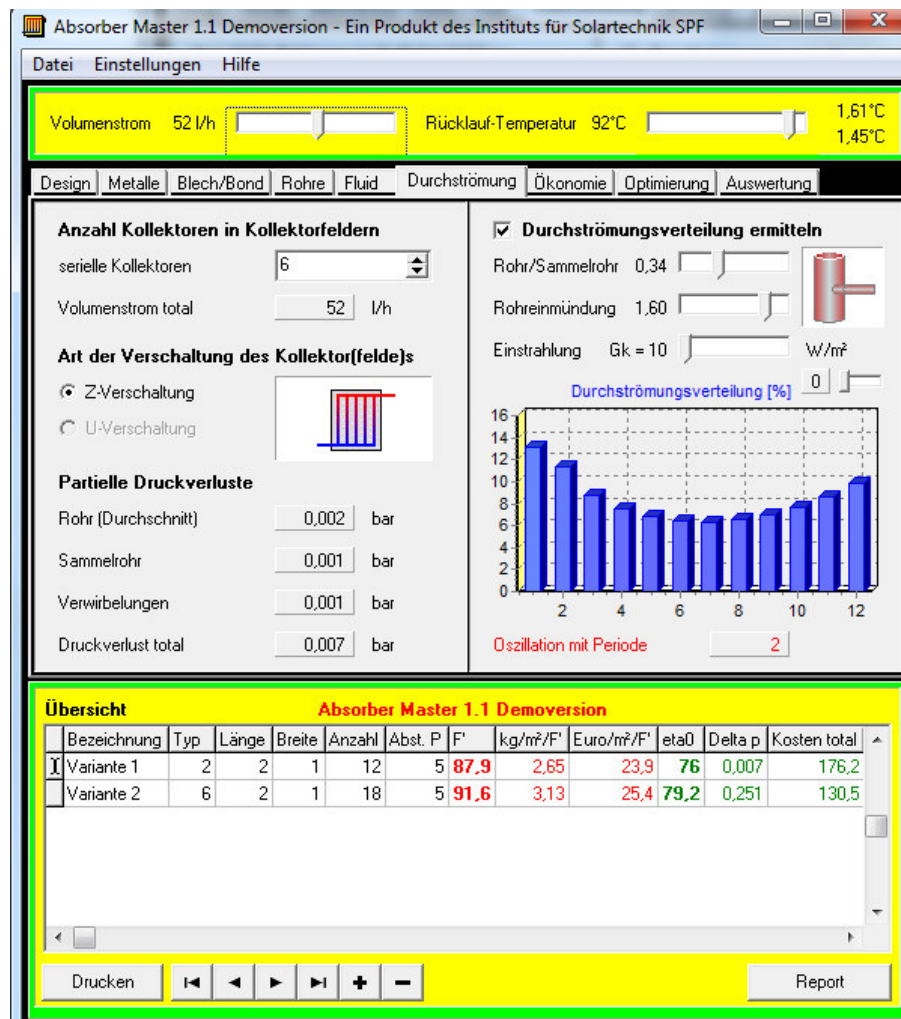


Abbildung 2: Beispiel der Ausgabe von Absorber-Master

Bei Vorgabe von Betriebsgrößen (Wärmeträger, Massenstrom, Betriebstemperatur), Kollektorfelddanordnung, Randbedingungen (Minimal- und Maximalwerte) und Gewichtungsfaktoren zu Kosten, Ökologie und Leistung kann eine Optimierungsberechnung durchgeführt werden, die die optimale Anzahl von Absorberrohren, die Dimensionen von Sammler und Registerrohren zurückliefert. Es stehen 9 verschiedenartige Absorber-Designs (5 Harfen und 4 Mäander) zur Verfügung.

Es gibt im Absorber-Master die Möglichkeit sich Strömungsverteilungen eines Absorbers anzeigen zu lassen. Dazu sind die Vorgabe des Flächenverhältnisses (Sammler zu Registerrohr), die Eingabe der Form der Verbindungsstelle und die Angabe des Globalstrahlungswerts notwendig. Die Geometrie der T-Verbindungsstücke (runder, scharfkantiger Übergang vom Registerrohr in den Sammler oder mit Eindringtiefe) kann durch einen zusätzlichen Formfaktor ζ_2 verändert werden. Dieser Faktor kann über einen Schieber in der Software stufenlos im Bereich 0...2 verändert werden und beeinflusst die Stärke des Verwirbelungsdruckverlusts:

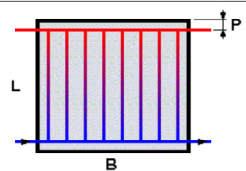
$$\Delta p_{\text{Wirbel}} = \Delta p_{\text{min}} * (1 + \zeta_2)$$

Die Wirbelverluste können so bis zum 3-fachen der Minimalwirbel anwachsen (Rotz [14] und Rotz [15]). Über den Auswerte Button können die Ergebnisse sehr komprimiert als Testprotokoll ausgedruckt werden (Abbildung 3).

Absorber Master 1.5

Name der Variante: Variante

Design	
Kollektortyp	1
Länge	2.1 m
Breite	1.1 m
parall. Rohre	8
Finbreite	13.8 cm
Abstand P	2 cm



Betriebsbedingungen	
Fluid	40 Vol-%
Durchsatz (pro Kollektor)	404 l/h
Rücklauf-Temperatur	50 °C
genutzte Einstrahlung	kWh/m²/a
Pumpenlaufzeit	1600 h/a
mittleres Tm-Ta	°C

Resultatübersicht

Datum: 17.02.2009, 14:19:22

Resultate	
Wärmeübergangseffizienz F'	73.2 %
Masse/Fläche/F'	1.39 kg/m²
Kosten/Fläche/F'	69.3 Euro/m²
Kollektor- und Betriebskosten	1598.8 Euro
Kosten der Solarenergie	21.23 Cts/kWh
Konversionsfaktor eta0	62.2 %

Kosten in Euro		
	spezifisch	total
Metall Blech (pro kg)	3	1.86
Metall Rohre (pro kg)	2.5	4.36
Turbulatoren (pro m)	0.1	0.10
Verbindung (pro m)	0.25	4.94
zus. Kosten (pro Bogen)	0.1	0.80
Fluid (pro l)	1.24	1.91

Abbildung 3: Beispiel einer Ausgabe in Berichtsform

Zusammenfassung

- Die Eingabemaske ist einfach und intuitiv. Die Berechnung und die Ausgabe erfolgen schnell.
- Speziell für die Anforderungen im Projekt ParaSol, das sich mit der Strömungsverteilung in großen solarthermischen Anlagen beschäftigt, gilt:
- Der Umschlagpunkt der Strömungsform laminar turbulent ist theoretisch mit $Re_d = 2320$ festgelegt und beruht nicht auf messtechnischen Untersuchungen.

- Die Globalstrahlung kann bei der Berechnung der Strömungsverteilung eingegeben werden. Sie hat keinen sichtbaren Einfluss auf die ausgegebene Verteilung. Der Auftrieb durch den Dichteunterschied bei Einstrahlung ist daher nicht ersichtlich.
- Die nicht-ideale Form der Abzweigstelle Sammler/Registerrohr wird bei der Strömungsverteilung berücksichtigt, allerdings ist keine Eingabe der Eindringtiefe oder des Rundungsradius möglich. Die Anteile des Druckverlusts in Strömungsrichtung und in Richtung des Abzweigs bleiben unberücksichtigt. Es ist kein Export der Strömungsverteilung (Strömungsgeschwindigkeit in den einzelnen Registerrohren) möglich.
- Die Verschaltung von mehreren Kollektorfeldern kann nicht durchgeführt werden.

5.1.3 Kolektor 2.2

Kolektor 2.2 [16] wurde in der Tschechischen Republik von Tomas Matuska und Vladimir Zmrhal, zwei Wissenschaftlern an der Czech Technical University in Prag, entwickelt. Das Programm wurde speziell zum Design und zur virtuellen Prototypenentwicklung von neuen solarthermischen Kollektoren programmiert und ist zum Download verfügbar¹.

Kolektor 2.2 wurde speziell zum Design und zum Virtual Prototyping für neue Flachkollektoren geschrieben. Das Ziel ist über Eingabeparameter die Kollektorkennlinie zu erhalten. Die Parameter können variiert werden und deren Einfluss auf den Wirkungsgrad einfach festgestellt werden. Im Programm gibt es die Möglichkeit Fassadenintegration zu berücksichtigen und evakuierte Kollektoren einzugeben.

Der Kern des Visual Basic Programms basiert auf einem mathematischen Kollektormodell, dass die Wärmeübertragung vom Absorber auf das Wärmeträgermedium iterativ löst. Dabei wird die Wärmeübertragung (Wärmeleitung, Wärmestrahlung, Konvektion) für alle Bauteile im Kollektor berücksichtigt. Alle Temperaturverteilungen werden dabei schrittweise berechnet. Das mathematische Modell löst die Energiegleichung mit stationären Umgebungsbedingungen nach der Hottel-Whiller-Bliss-Gleichung [17]:

$$Q_u = A_a F_R [\tau \alpha G - U(t_m - t_a)]$$

Dabei bedeuten: A_a Aperturfläche, F_R Wärmeabfuhrfaktor, G Globalstrahlung, U Wärmeleitungskoeffizient, t_m Mitteltemperatur des Kollektorfluids, t_a Umgebungslufttemperatur

¹ <http://users.fs.cvut.cz/~matustom/kolektor/index.htm>

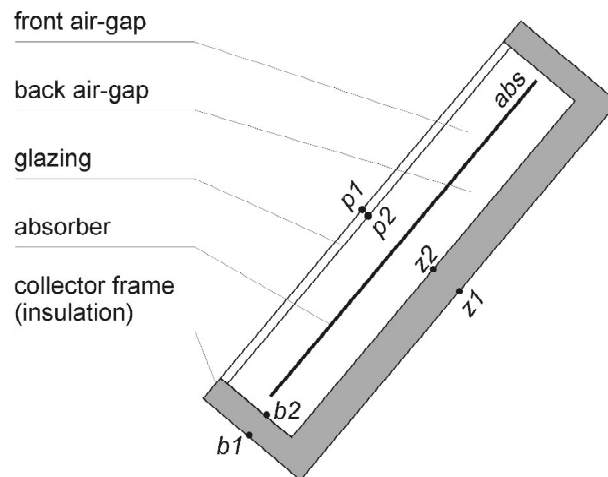


Abbildung 4: Darstellung der geometrischen Eingabeparameter für das Kollektormodell

The screenshot shows the 'Kolektor 2.2' software interface. The 'Design parameters' tab is active, with sub-tabs for 'Absorber', 'Glazing and insulation', and 'Calculation'. The 'Absorber parameters' section includes: Material (Aluminium), Solar absorptance (α_{abs} = 0.95), Thermal conductivity (λ_{abs} = 240 W/mK), Front surface emissivity ($\epsilon_{abs,p}$ = 0.05), Thickness (d_{abs} = 0.2 mm), and Back surface emissivity ($\epsilon_{abs,z}$ = 0.5). The 'Pipe register parameters' section includes: Length of riser pipes (L = 2 m), Number of riser pipes (ntp = 10 pcs), Distance between riser pipes (fin) (W = 100 mm), Pipe external diameter (De = 10 mm), Pipe internal diameter (Di = 8 mm), Type of bond (Upper), Average bond width (a = 3 mm), Average bond thickness (b = 3 mm), Bond thermal conductivity (λ_{sp} = 300 W/mK), and Bond thermal conductance (C sp = 300 W/mK). The 'Heat transfer fluid' section includes: Fluid type (Water), Mixing ratio (0 %), Freezing temperature (t_f = 0 °C), and Collector mass flow rate (M' = 4 kg/s). A diagram at the bottom right shows a cross-section of the absorber with dimensions a, b, De, Di, and W.

Abbildung 5: Eingabemaske für die Geometrie des Absorbers in KOLEKTOR 2.2.

Für das Modell und die Berechnung müssen viele Parameter (Geometrie, Propylenglykol mit definierter Konzentration, Kollektorisolationsmaterialien,...) eingegeben werden (Abbildung 4). Mehrere Berechnungsmethoden für den Wärmeübergang sind definierbar. Die genaue Kollektorgeometrie und die Rand- und Betriebsbedingungen können in getrennten Abschnitten (Cards) definiert werden (Abbildung 5). Die nominale Stagnationstemperatur wird für 1000 W/m² Strahlung und $T_a=30$ °C berechnet.

Zusammenfassung

- Das Modell wurde experimentell evaluiert [18]. Laut Autoren befindet sich das Programm unter kontinuierlicher Weiterentwicklung. Die letzte Aktualisierung erfolgte allerdings 2009.
- Speziell für die Anforderungen im Projekt ParaSol, das sich mit der Strömungsverteilung in großen solarthermischen Anlagen beschäftigt sind gilt:
- Die Berechnung liefert keine Angaben zum Druckverlust und zum hydraulischen Widerstand.
- Es ist keine Definition von einzelnen Rohrregistern möglich. Die Software bietet auch keine Möglichkeit Verschaltungen von Rohrregistern durchzuführen. Eine Ausgabemöglichkeit und graphische Anzeige der Durchflüsse in den einzelnen Registerrohren (Absorberrohren), um die Strömungsverteilung zu veranschaulichen, gibt es nicht.

5.2 Literaturrecherche

Das übergeordnete Ziel der Kollektorfeld-Planung bei großen solarthermischen Anlagen ist eine homogene Strömungsverteilung mit konstanten Austrittstemperaturen aus den einzelnen Strängen bei Einhaltung bestimmter praxisrelevanter Rahmenbedingungen (z.B. maximaler Druckverlust, maximale Strömungsgeschwindigkeit etc.). Nur dadurch ist ein optimaler Wärmetransport mit minimalen Wärmeverlusten gewährleistet. Dies bedeutet aber auch homogene Verhältnisse in den einzelnen Kollektoren und Absorberrohren. Eine ungleichförmige Strömungsverteilung in einem Kollektor hat einen wesentlichen negativen Einfluss auf das thermische Verhalten eines Kollektorfelds (vgl. Wang & Wu [19]) und kann unter Umständen zu partieller Stagnation führen.

5.2.1 Druckverluste von T-Stücken

Bei der Berechnung der Strömungsverteilung in Kollektoren und Kollektorfeldern ist die Kenntnis über das Druckverlust-Verhalten von T-Stücken in solarthermischen Kollektoren von besonderer Bedeutung. Es wurde in ParaSol daher ein Fokus auf Berechnungsansätze zu Stoßdruckverlusten von T-Stück-Verbindungen gelegt, wie sie in Solarkollektoren bei den Anschlüssen der Absorber- und Sammlerrohre vorkommen. Das Hauptaugenmerk lag dabei auf den Stoßdruckverlusten der T-Stücke unter realen Betriebsbedingungen (Reynoldszahlen etc.) und Fertigungstechniken (nicht-idealisierte Geometrie).

Die verfügbare Literatur zur Berechnung der T-Stück-Druckverluste lässt sich grob in Fachbücher und spezifische Papers zum Thema einteilen. Nach eingehender Literaturrecherche haben sich folgende Werke, als wichtigste Fachbücher herausgestellt:

- **Idelchik** [12] ist für technische Anwendungen ein umfassendes Standardwerk für alles, was mit Druckverlust von Strömungen in Rohrnetzen zu tun hat.
- **Miller** [20] ist ebenfalls ein sehr umfassendes Werk zum Thema Druckverlust, das stark auf eigenen Messungen des Autors basiert. Hier finden sich interessante Hin-

weise zu eventuellen Einflussfaktoren, die nach Meinung des Autors zwar für die Ergebnisse relevant, jedoch in der Literatur nicht zu finden sind.

- **Wagner** [11] gibt in seinem Werk einen guten Überblick zum Druckverlust von T-Stücken, allerdings mit den bereits genannten Einschränkungen.
- **Bohl** [9] enthält sehr übersichtlich geordnete Informationen zum Thema Druckverlust, wobei die Berechnungsansätze für einen Vergleich mit den experimentellen Messungen aus AP2 allerdings zu wenig ins Detail gehen.
- **Rietschel** [21] bringt übersichtliche und in Formeln ausgeführte Informationen zum Thema Druckverlust von T-Stücken, verwendet dabei aber prinzipiell analoge Ansätze wie Wagner [11].
- Auch im **VDI-Wärmeatlas** [22] finden sich Ansätze zum Druckverlust an T-Stücken. Hier wird das Thema jedoch nur am Rande behandelt.
- **CRANE** [23] ist ein in der Handhabe sehr praktisches Buch, geht aber nicht tief ins Detail und enthält gegenüber der bisher genannten Literatur keine nennenswerten neuen Informationen.
- Vasava [24] führte einige wenige CFD-Simulationen zu T-Stück-Druckverlusten durch; eine experimentelle Untersuchung zur Validierung der CFD-Ergebnisse wird nicht gezeigt. Die Eindringtiefe ist kein Variationsparameter der CFD-Simulationen.

Nachfolgend werden die wichtigsten Informationen aus diesen Literaturstellen kurz beschrieben. Im Vorfeld ist Folgendes festzuhalten:

- **Idelchik** [12] ist als großes Sammelwerk zu sehen, das die Ansätze verschiedener Autoren gesammelt wiedergibt und interpretiert. Leider ist die Aufbereitung an vielen Stellen mangelhaft; an mehreren Stellen finden sich beispielsweise falsche Verweise, widersprüchliche Aussagen aus gleichen Quellenangaben, offensichtliche Tippfehler in Formeln etc., was den Umgang mit dem Buch erschwert. Allerdings beleuchtet Idelchik die verschiedenen Einflussgrößen für den Druckverlust und deren Zusammenhänge auf theoretischer Basis sehr detailliert (S. 483ff), was zum Verständnis für die strömungstechnischen Vorgänge äußerst hilfreich ist.
- Bei Idelchik ist als prinzipieller Nachteil zu nennen, dass sich die Angaben grundsätzlich auf entweder scharfkantige Ausführung der T-Stücke oder genau definiert gerundete Kanten beziehen. Noch stärker wird die Verwendbarkeit der Resultate allerdings durch die Aussage des Autors eingeschränkt, dass die genannten Berechnungsansätze nur für vollturbulente Strömungen ($Re > 2 \cdot 10^5$) gelten. Immerhin lassen aber die in Idelchik genannten Berechnungsansätze erste wichtige Zusammenhänge zwischen Einflussgrößen erkennen, die für die Stoßdruckverluste maßgeblich sind. Die Angaben aus Idelchik konnten in den später durchgeführten Messreihen (im laminaren Bereich!) nur zum Teil bestätigt werden. Für den Vergleich mit den Messwerten wurden die Idelchik-Ansätze auf den Seiten 523 (für Trennung Abzweig), 525 (Trennung Durchgang), 504 (Vereinigung Durchgang und Abzweig) herangezogen.

- **Miller** [20] beleuchtet insbesondere die in Idelchik [12] gesammelte wissenschaftliche Literatur kritisch und zeigt dort einige Widersprüche auf. Nachteilig für die praktische Verwendung der Miller-Ansätze ist die Tatsache, dass wiederholt mit mehrdimensionalen grafischen Kennfeldern gearbeitet wird, die sich nur schwer in formelmäßige und damit in einem Berechnungswerkzeug verwendbare Zusammenhänge gießen lassen. Auch Miller weist darauf hin, dass die genannten Berechnungsansätze nur für vollturbulente Strömungsbereiche gelten. Interessantes Detail ist hier, dass Miller im Gegensatz zu Idelchik eine konkrete Aussage zum Reynoldszahlen-Bereich macht, in dem die Angaben verwendet werden können, nämlich $Re \geq 2 \cdot 10^5$. Diese Reynoldszahl übersteigt die in solartechnischen Anwendungen auftretenden Reynoldszahlen um mindestens eine Größenordnung, sodass sich auch aus Miller keine direkten Vergleiche zu den messtechnisch untersuchten Druckverlust-Kennfeldern ziehen lassen.
- **Wagner** [11] liefert mit seinen Berechnungsansätzen Formeln, die beliebige Rundungsradien berücksichtigen (= wie scharfkantig das T-Stück ausgeführt ist) und damit nicht nur für idealisiert scharfkantige T-Stücke anwendbar wären. Allerdings gelten auch diese Formeln nur für vollturbulente Strömungen, und es werden keine Angaben bzgl. einer Änderung der Stoßdruckverluste mit der Eindringtiefe ungleich Null gemacht.
- **CRANE** [23] ist ein für ingenieurmäßige Anwendung gedachtes Werk, das für verschiedene Einbauten wie Rohrbögen oder T-Stücke, aber auch zahlreiche Armaturen in verschiedenen technischen Anwendungen praktisch verwendbare Angaben zum Druckverlust enthält. Der Abschnitt über T-Stücke geht nicht sehr tief ins Detail und enthält gegenüber der bisher genannten Literatur keine nennenswerten neuen Informationen. Insbesondere wird auf die Angabe der Abhängigkeiten von der Eindringtiefe, von der Reynoldszahl oder auf die Angabe des Gültigkeitsbereichs verzichtet.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die Angaben bzw. Berechnungsansätze aus der oben genannten Literatur mit Vorsicht zu genießen sind und nicht direkt für einen Vergleich bzw. eine Validierung der experimentellen Messungen herangezogen werden können. Dies liegt im Wesentlichen an folgenden Tatsachen:

- 1) Die Angaben der genannten Literatur beziehen sich auf sog. „technisch relevante“ Reynoldszahlen-Bereiche; das heißt sie sind erst ab etwa $Re = 2 \cdot 10^5$ (siehe Miller [20]) anwendbar. Derart hohe Reynoldszahlen kommen in vielen industriellen Anwendungen typischerweise vor, in Solarkollektoren jedoch praktisch gar nicht. Brauchbare Druckverlust-Angaben für solarthermisch relevante Reynoldszahlen, das heißt auch für Strömungen im laminaren sowie im Übergangsbereich, sind in der genannten Literatur nicht zu finden.
- 2) Die Druckverlust-Werte aus den genannten Quellen weichen zum Teil beträchtlich voneinander ab (bis zu 100% Abweichung), wobei keine zufriedenstellenden Erklärungen für die Abweichungen gegeben werden.

- 3) Die Angaben beziehen sich auf idealisierte Geometrien der T-Stücke. Das heißt es werden entweder mit einem definierten Radius gerundete oder scharfkantige T-Stücke vorausgesetzt. Untersuchungen haben gezeigt, dass T-Stücke auf Grund von Fertigungstoleranzen häufig nicht-ideale Geometrien aufweisen, indem das Absorberrohr in das Sammlerrohr hineinragt. Der nachfolgende Abschnitt enthält dazu genauere Informationen.

5.2.2 Kollektordurchströmung

Es folgt eine Auswertung und kommentierte Übersicht von Fachliteratur zum Thema Strömungsverteilung allgemein in parallel durchströmten Anlagenteilen und spezifisch in solarthermischen Kollektoren und Kollektorfeldern. Grundsätzlich ist die verfügbare Literatur zu dieser Fragestellung leider sehr spärlich und die Fragestellung der Strömungsverteilung – eine der Hauptfragen von ParaSol – noch keinesfalls als hinreichend beantwortet zu bezeichnen. In den nachfolgend genannten Arbeiten wurden jeweils nur eingeschränkte Aspekte der Fragestellung behandelt.

Wie bereits erörtert, beschränkt sich die zur Fragestellung verfügbare Literatur in den wichtigsten dazu verfügbaren Werken (Idelchik [12], Miller [20], Wagner [11], Bohl [9] und VDI-Wärmeatlas [22]) auf ideale geometrische Formen (entweder scharfkantige Ausführung der T-Stücke oder genau definiert gerundete Kanten), hohe Reynolds-Zahlen und auf T-Stücke ohne Eindringtiefe. Weiterführende Informationen finden sich in Journal Papers:

Jones und Lior [25] [26] fanden heraus, dass sich T-Stück-Geometrien mit einem kleinen Querschnittsflächenverhältnis Absorberrohr zu Sammlerrohr günstiger auf eine homogene Strömungsverteilung auswirkt. Die Autoren empfehlen, allerdings ohne weitere nachvollziehbare Begründung, dass die Länge eines Absorberrohrs in einem Solarkollektor um einen Faktor 75 größer sein soll als dessen Innendurchmesser. Für ein typisches Absorberrohr mit Innendurchmesser von etwa 8mm hieße das 60cm Mindestlänge – eine für die Praxis nicht sehr aussagekräftige Zahl. Die wichtige Angabe der Anzahl parallel geschalteter Absorberrohre lassen sie dabei außer Acht.

Das ältere Paper von **Bajura und Jones** [27] hingegen schlägt die summierte Querschnittsfläche aller Absorberrohre als Referenzkennzahl vor. Genauer geht es um das Verhältnis zwischen der Summe der Querschnittsflächen aller Absorberrohre A_{Absorber} zur Querschnittsfläche des Sammlerrohrs A_{Sammler} :

$$A_r = \frac{\sum A_{\text{Absorber}}}{A_{\text{Sammler}}}$$

Die Autoren schlagen vor, die Kennzahl A_r solle kleiner als 1 gehalten werden. Das heißt, es müsste entweder ein sehr großes Sammlerrohr oder sehr kleine Absorberrohre verwendet werden, oder es werden nur wenige Absorberrohre parallel geschaltet. Der vorgeschlagene Grenzwert von $A_r \leq 1$ wird in der Praxis auch bereits bei Kollektor-Verschaltungen verletzt, die als gut funktionierend bekannt sind und ist daher als zu streng anzusehen. Interessant ist

hingegen der Vorschlag von Bajura und Jones, Rücklauf- und Vorlauf-Sammlerrohre nicht gleich groß zu wählen, sondern eher einen größeren Vorlauf-Sammler zu verwenden.

Das Paper von **Wang und Wu** [19] ist ohne Zweifel eine der bisher besten Publikationen zum Thema. In dieser Arbeit untersuchen die Autoren ganze Kollektorfelder, nicht nur einzelne Kollektoren, und gehen neben der Untersuchung der Strömungsverteilung auch der Frage nach, wie sich Ungleichverteilungen in thermischer Hinsicht auswirken. Berücksichtigt werden dabei neben der Strömungs-Ungleichverteilung auch Effekte wie die Wärmeleitung in longitudinaler Richtung oder Auftriebseffekte. Die wichtigsten Schlussfolgerungen aus dem Paper von Wang und Wu sind:

- Leistungseinbußen durch schlecht durchströmte Anlagenteile und dadurch höhere Temperaturen sind von Bedeutung; entsprechende von den Autoren durchgeführte Vergleiche zwischen Experiment und Modellierung unterstreichen dies.
- Einfache Modelle zur Abbildung der thermischen Performance von Kollektoren und Kollektorfeldern können Effekte wie Leistungseinbußen, die sich auf Grund von ungleichen Strömungsverhältnissen ergeben, nur unzureichend abbilden. Dies unterstreicht die Wichtigkeit des Projektziels von ParaSol, dass ein im Detail hydraulisch-thermisch gekoppeltes Modell zur Berechnung speziell von großen Solaranlagen notwendig ist.
- Die Autoren weisen auf die prinzipiell unterschiedlichen Strömungsmuster in Tichelmann- und Nicht-Tichelmann-verschalteten Anlagenteilen hin. Dabei wird auf die in Folge näher zu untersuchende Tatsache hingewiesen, dass Nicht-Tichelmann-verschaltete Kollektoren und Kollektorfelder zwar einen geringeren Druckverlust, doch auch schlechtere Strömungsverteilung und höhere Leistungseinbußen zur Folge haben. Unklar ist noch, wo die hydraulisch-thermischen Grenzen der einzelnen Verschaltungen liegen. ParaSol AP3 soll diese und weitere Fragestellungen klären.

Chiou [28] entwickelt in seiner Arbeit die dimensionslose Kennzahl ϕ zur Charakterisierung der Ungleichverteilung der Durchströmung von Solarkollektoren. ϕ kann als relative Standardabweichung der normierten Massenströme der einzelnen Absorberrohre interpretiert werden. Chiou versucht, Abhängigkeiten zwischen der Kennzahl ϕ und der Verschlechterung des Kollektorstromungsgrads abzuleiten. Dies krankt allerdings daran, dass die Verteilungsmuster und damit die Werte der Kennzahl nur künstlich angenommen sind und nicht aus einer experimentellen oder Simulations-Arbeit stammen.

Pigford et al. entwickelte für eingeschränkte Randbedingungen ein numerisches Modell, mit welchem allgemein die Strömungsverteilung in parallel verschalteten Rohren berechnet werden können. Das Modell basiert auf vereinfachten analytischen strömungstechnischen Zusammenhängen, wobei die Druckverlust-Beiwerte zu T-Stücken aus der Literatur (Miller [29], Blaisdell et al. [30], Gardel et al. [31], McNown [32]) entnommen und gemittelt wurden, mit den bereits in Kapitel 5.2.1 beschriebenen Einschränkungen.

Fan et al. [33] untersuchen sowohl aus theoretischer als auch aus experimenteller Sicht die Strömungsverteilung in einem einzelnen Harfenkollektor. Anzumerken ist, dass bei Harfenkollektoren zwar prinzipiell die Strömungsverteilung wie bei allen parallel verschalteten Anlageanteilen ungleichmäßig ist, dass sich aber die Ungleichverteilung auf Grund der geringen Anzahl parallel geschalteter Absorber in Grenzen hält und allgemein als unproblematisch zu bezeichnen ist. Die von Fan et al. durchgeführten Experimente basieren auf Temperaturmessungen, die CFD-Simulationen auf die Software Fluent und in der Folge auf der Software SolEff [34] zur vereinfachten Berechnung des Kollektorwirkungsgrads. Die Autoren stellten bei niedrigen Massenströmen große Abweichungen zwischen Simulation und Experiment fest und empfehlen tiefergehende Untersuchungen. Das vorliegende Projekt ParaSol ist als solche zu verstehen.

Fan et al. [35] ergänzten ihre bereits in [33] geschilderten Untersuchungen um Auftriebseffekte, die jedoch beim Betrieb von größeren Solaranlagen nur eine untergeordnete Rolle spielen und keine grundlegenden neuen Erkenntnisse liefern.

Glembin et al. [36] weisen darauf hin, dass partielle Stagnation durch ungleichmäßige Durchströmung der Absorberrohre eines Kollektors oder Kollektorfeldes begünstigt entstehen kann. Auch die Strömungssituation an den Übergängen zwischen Sammler und Absorber ist dafür von Bedeutung: Geringe Massenströme wegen hohem Druckverlust an den T-Verbindungsstellen können zur Verdampfung des Wärmeträgerfluids führen.

Bschorer et al. [37] versuchen, die Eindringtiefe von Absorberrohren in die Sammlerrohre bei T-Stücken von Solarkollektoren im Rahmen einer 1-dimensionalen Strömungsberechnung vereinfacht als Querschnittsverengung zu modellieren. Die physikalischen Auswirkungen auf abzweigenden und durchgehenden Volumenstromanteil werden damit nur unzureichend abgebildet.

Weitbrecht et al. [38] formuliert Widerstandszahlen von T-Verbindungen aufgrund von durchgeführten Experimenten im laminaren Bereich. Die Untersuchungen basieren allerdings nur auf einer bestimmten T-Stück-Geometrie. Die Einschränkung auf nur laminare Strömungsverhältnisse führt zwar dazu, dass die Abschätzung der Auswirkungen der Ergebnisse einfacher wird. In der Praxis ist diese Einschränkung aber zu eng, denn Strömungen im laminar-turbulenten Übergangsbereich und vollturbulente Strömungen sind sowohl im Sammler als auch im Absorberrohr durchaus möglich, insbesondere für größere Anlagen und höhere Systemtemperaturen. Auch die von Weitbrecht entwickelten Kennzahlen wie z.B. der Parameter FD (flow distribution) sind aus den genannten Gründen in ihrer praktischen Aussagekraft stark eingeschränkt.

Badar [39] [40] [41] beschreibt in seinen Arbeiten, basierend auf Weitbrechts Experimenten, Widerstandszahlen an einem nichtidealen T-Stück. Im Rahmen seiner Untersuchungen zur hydraulischen und thermischen Leistung von Solarkollektoren für Solar-Cooling-Anlagen führte er CFD-Simulationen von T-Stücken mit der Software FLUENT durch. Dabei simulierte er auch T-Stücke von Vakuumröhrenkollektoren mit einer Eindringtiefe ungleich Null und ei-

nen weiten Reynoldszahlen-Bereich. Dabei konnte Badar aufzeigen, dass eine erhebliche Abhängigkeit der berechneten zeta-Werte von der Reynoldszahl der Anströmung vorliegt. Dies stellt bereits eine wichtige Aussage gegenüber den in der Standardliteratur angegebenen Berechnungsmodellen dar (siehe oben: Idelchik [12], Miller [20], Wagner [11], Bohl [9] und VDI-Wärmeatlas [22]) und bestätigt die Vermutung, auf der auch die experimentellen Untersuchungen im vorliegenden Projekt ParaSol aufbauen. Was bei Badar fehlt, ist eine Validierung mit experimentellen Ergebnissen.

Kikas [42] untersuchte die Strömungsverteilung in solarthermischen Kollektorfeldern unter isothermen und nicht-isothermen Bedingungen mit Wasser als Wärmeträger, beschränkte sich dabei allerdings auf laminare Strömungsbedingungen. Damit sind die Erkenntnisse auf die Randbedingungen, wie sie in solarthermischen Großanlagen auftreten, kaum übertragbar.

6 Modellerstellung: Weiterentwicklung im Projekt ParaSol

Im Folgenden wird das mathematisch-physikalische Berechnungsmodell für Solarkollektoren und Kollektorfelder von AEE INTEC vorgestellt. Teile dieses Modells waren bereits vor Projektstart verfügbar, im Laufe des Projekts ParaSol erfolgten wesentliche Weiterentwicklungen des Modells.

Vorarbeiten des Antragstellers im Laufe der Jahre 1995 bis zum Projektstart 2010 hatten die Möglichkeit ergeben, ein Rechenmodell stetig weiter zu entwickeln, das zum Ziel hatte, eine möglichst umfassende mathematisch-physikalische Abbildung aller optischen, thermischen und hydraulischen Vorgänge in solarthermischen Kollektorsystemen zu erreichen. Ziel war es dabei, ein möglichst umfassendes Verständnis aller physikalischen Vorgänge in Solarkollektoren und Kollektorfeldern zu erreichen und diese Vorgänge mathematisch zu beschreiben, um unter anderem industrielle Entwicklungsarbeiten von Einzelkollektoren und Kollektorfeldern möglichst kompetent unterstützen zu können.

Im Bereich der optischen und thermischen Modellierung von Einzelkollektoren wurden dabei in erster Linie bekannte, in der Literatur beschriebene mathematische Modelle verwendet (Duffie & Beckman [43] [44]). Im Bereich der gekoppelten thermisch-hydraulischen Abbildung mussten neben der Verwendung der Modelle aus dem VDI-Wärmeatlas [22] auf eigene Entwicklungen im Bereich mathematisch-physikalischer Verfahren zurückgegriffen werden.

Letztlich stand zum Zeitpunkt des Projektstarts das im Folgenden beschriebene Programmpaket mit der Bezeichnung BUS (Berechnungs-Umgebung Solar [45]) zur Verfügung, das wegen der allgemeinen Verfügbarkeit und einfachen Datenkompatibilität, auf Basis Microsoft Excel und VBA programmiert wurde. Ebenso werden die Ergänzungen und Weiterentwicklungen im Laufe der Projektarbeit überblicksmäßig angeführt. Es werden dabei die Excel Tabellen überwiegend als grafische Benutzeroberfläche für Ein- und Ausgabe verwendet. Die notwendigen aufwändigeren Berechnungen und Iterationsprozesse des mathematisch-physikalischen Modells werden im Hintergrund in VBA durchgeführt.

6.1 Beschreibung der einzelnen Programmteile

Die Arbeitsmappe „Solar“ dient zur Steuerung und Navigation in den weiteren Arbeitsmappen, die in den folgenden Abschnitten beschrieben sind. Weiters sind in „Solar“ Kompatibilitätswarnungen für ältere Programmversionen enthalten.

6.1.1 Rohr

Dient zu hydraulisch-thermischen Berechnungen von einfachen, auch gedämmten Rohrleitungen und einfachen Formstücken im Hinblick auf Druckverlust, Strömungszustand, Wärmeverluste und Wärmeübertragung zum Wärmeträgermedium. Es gestattet auch die grafi-

sche Darstellung und Gegenüberstellung von physikalischen Eigenschaften der zur Verfügung stehenden Wärmeträgermedien (siehe Tabelle 3, S. 47)

Der Übergang von laminarer auf turbulente Strömung im Reynoldszahlenbereich von etwa $Re=1600$ bis $Re=4000$ stellt ein eigenes Problemfeld dar. Hier wechselt der hydraulische Reibungswiderstandsbeiwert λ von relativ nieder (laminar) auf deutlich höher (turbulent). In der Literatur werden hier zwei unterschiedliche Modelle beschrieben (nach Adamovich und nach Kerensky, beide in Idelchik [12, Ch. 4]), die je nach Oberflächenqualität der inneren Rohrwandung anzuwenden sind.

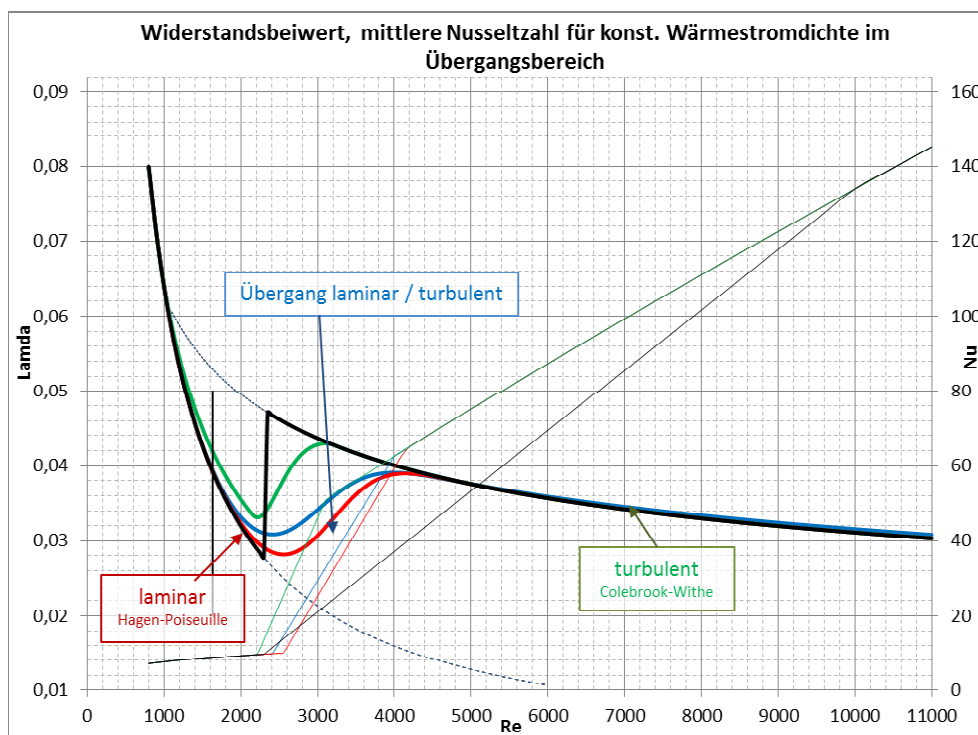


Abbildung 6: Widerstandsbeiwert λ und Nusseltzahl in Abhängigkeit des Modells: schwarz=klassisches Modell, rot=Adamovich, blau=Kerensky, grün=gemessen am 7,2 mm Rohr. Nusseltzahl für: Antifrogen L 40 Vol%, 40 °C, Di-Rohr: 7,2 mm, Durchfluss: 80 kg/h

In Abbildung 6 ist ein Beispiel des Verlaufes des Widerstandsbeiwertes λ zusammen mit der Nusseltzahl (Nu , innerer Wärmeübergang) dargestellt. Dabei zeigen die schwarzen Kurven den klassischen Verlauf (in λ scharfer Übergang bei $Re=2300$, bzw. den in VDI-Wärmeatlas empfohlenen linearen Übergang für Nu zwischen $Re=2300$ und $Re=10000$), die grünen Kurven einen für ein Rohr mit einem Innendurchmesser von 7,2mm gemessenen Verlauf, die blaue Kurve einen Übergang nach Kerensky und die rote Kurve einen Übergang nach Adamovich. Die entsprechenden Übergangskurven für Nu wurden aus dem Hinweis im VDI-Wärmeatlas [22], dass sie im laminaren bzw. turbulenten Bereich einer dort angegebenen Funktion bis zum jeweiligen Minimum bzw. Maximum des λ -Wertes folgen, ermittelt und stel-

len offensichtlich nur Näherungen dar. In älteren Versionen des VDI-Wärmeatlas wird dieser Übergang nicht ausführlich behandelt, es ergab sich ein nicht realistischer sprunghafter Übergang bei $Re=2300$ vom laminaren zum turbulenten Verlauf.

6.1.2 Kollektor

Dient zu hydraulisch-thermischen Berechnungen von einzelnen Kollektoren bzw. Kollektorteilen die einem einzigen Absorberrohr zugeordnet werden können. Z.B. ein Absorberrohr einer Harfe, oder ein Mäander eines Mäanderkollektors, jeweils samt zugehörigem Kollektorabschnitt. Dabei wird in erster Linie, ausgehend von einer bereits bekannten Kollektorkennlinie und der Absorbergeometrie, berechnet, wie sich diese ändert wenn im Vergleich zur Messung, bzw. theoretischen Ermittlung andere Betriebsbedingungen (Medium, Durchfluss, Umgebungsbedingungen) vorherrschen. Der Programmteil berechnet weiters Druckverlust, Leistung und Wirkungsgrad für diese Betriebsbedingungen wobei auf die sich im Laufe der Durchströmung des Mediums einstellende Erwärmung und die damit verbundenen Änderungen der physikalischen Kennwerte (Wärmeleitfähigkeit, Viskosität, Dichte, spezifische Wärmekapazität) detailliert Rücksicht genommen wird.

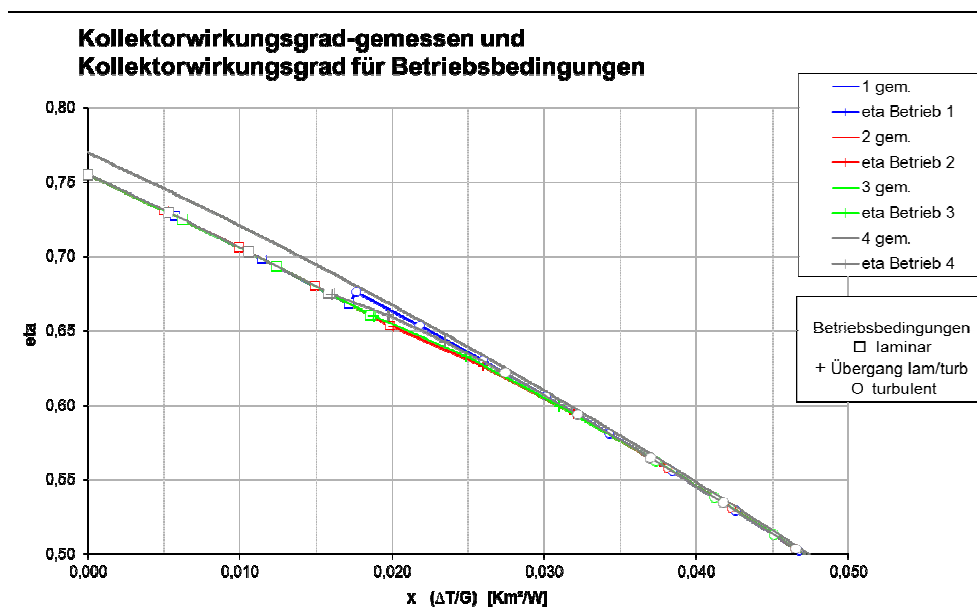


Abbildung 7: Beispiel der Änderung der Kollektorkennlinie eines nicht selektiv beschichteten Kollektors in Abhängigkeit vom Betriebszustand (Übergang laminar – turbulent) für verschiedene Übergangsmodelle. Obere Kurve: gemessen bei durchwegs turbulenten Bedingungen (Wasser), untere Kurven bei laminaren bis turbulenten Bedingungen (Antifrogen L 40 %): blau: altes Übergangsmodell, rot: Adamovich, grün: Kerensky, schwarz: Übergang gemessen am 7,2 mm Rohr.

Die in Kapitel 6.1.1 beschriebene Erweiterung im Zusammenhang mit dem Übergangsbereich laminar-turbulent wurde ebenfalls in diesem Programmteil für die Absorberrohre voll integriert. Das hat z.B. die Folge, dass nicht, wie bisher berechnet, die Kollektorkennlinie für

den Betriebszustand bei $Re=2300$ einen Sprung nach oben bei höher werdenden Temperaturen macht, sondern kontinuierlich ansteigt. Ein Beispiel ist in Abbildung 7 dargestellt.

6.1.3 Kollektorverschaltung

Dieser Programmteil gestattet es, einen im Programmteil Kollektor definierten Einzelkollektor bzw. einen zu einem einzigen Absorberrohr gehörenden Kollektorteil zu komplexeren Feldern hydraulisch zu verschalten und zu berechnen. Dabei sind Parallelschaltungen (Gruppen: z. B. Harfen-, Mäander-, oder U-Rohrabsorber, nach Tichelmann- oder Nicht-Tichelmann-Verschaltung) und im Weiteren hier auch Serienschaltungen solcher Gruppen (Zweig) hier definierbar.

Die Berechnung erfolgt wieder hydraulisch-thermisch gekoppelt mit den in Kollektor zur Verfügung gestellten Funktionen auf iterativem Weg durch Variation der individuellen Durchflussmengen. Dabei wird als Iterationskriterium der hydraulische Druckverlust herangezogen, der auf allen möglichen Wegen einer Parallelschaltung zwischen Eintritt und Austritt gleich groß sein muss, unter der Nebenbedingung, dass die gesamte Durchflussmenge konstant sein muss. Es ist vor allem bei Harfenverschaltungen notwendig, die zeta-Werte der Verbindungselemente Sammelrohr-Absorberrohr (T-Stücke) möglichst gut in ihrer Abhängigkeit von der Reynoldszahl, den Durchfluss- und Durchmesserhältnissen und der Ausführungsform zu kennen.

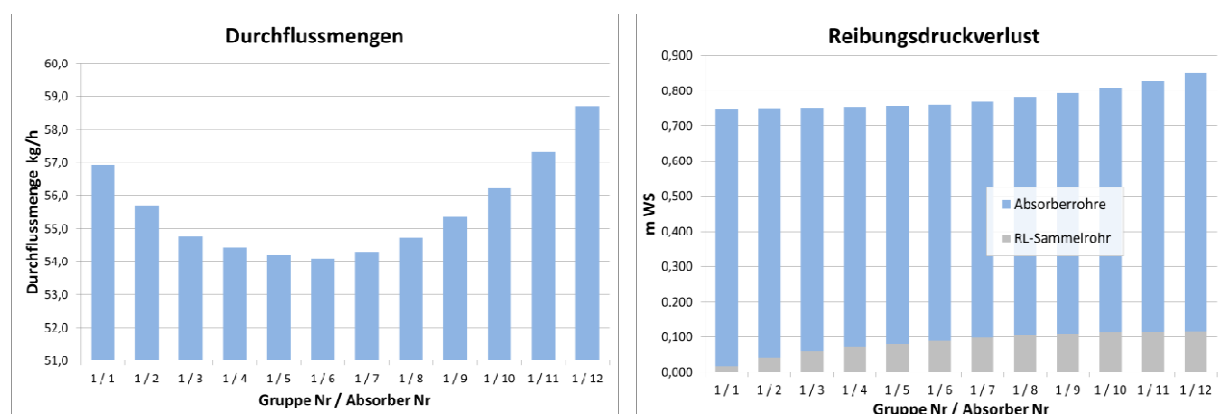


Abbildung 8: Beispiel einer Durchflussmengen- und Reibungsdruckverlust-verteilung für 12 nach Tichelmann parallelgeschaltete Mäanderkollektoren

In der Literatur stehen dafür nur für idealisierte Ausführungsformen (scharfkantig, abgerundet) und hoch turbulente Strömung Quellen zur Verfügung (siehe Kapitel „Literaturrecherche“ S. 30ff), die sich jedoch deutlich voneinander unterscheiden. Allgemein war vorläufig hier Idelchik die bessere Wahl, da die angegebenen Funktionen am ehesten in die geometrischen Randbedingungen von Kollektoren passen, wenngleich hier laminare Strömung, Strömungen aus dem besonders heiklen Übergangsgebiet laminar-turbulent, bzw. nieder-

turbulente Strömungen vorherrschen. Für den Einfluss von geometrischen Unregelmäßigkeiten von in der Praxis gegebenen T-Stücken (bei einigen Ausführungsformen ragt das Absorberrohr meist produktionsbedingt unregelmäßig einige mm in das Sammelrohr) gab es zum Zeitpunkt des Projektstarts keine Anhaltspunkte. Das Programm berechnet Strömungs- und Temperaturverhältnisse der parallelgeschalteten Absorberrohre, Druckverluste, Leistungs- und Wirkungsgraddaten der definierten Kollektorfelder. In Abbildung 8 ist ein Beispiel einer Berechnung für 12 nach Tichelmann parallel geschaltete Mäanderkollektoren dargestellt.

Integration gemessener zeta-Werte für die T-Stücke

Wie in Kapitel 7.7 beschrieben, konnten die am Prüfstand mit dem verstellbaren T-Stück gemessenen Druckverluste erfolgreich mit Hilfe von MATLAB für die auftretenden zeta-Werte (Auftrennung gerade und Abzweig, Vereinigung gerade und Abzweig) in Abhängigkeit von der Eindringtiefe, der Reynoldszahl des Durchmesser-Verhältnisses und des Volumenstromverhältnisses modelliert werden und stehen nun als Funktionen in einer kompilierten dll-Datei zur Anwendung zur Verfügung, neben den Modellen Idelchik, Miller und VDI-WA.

Thermischer Auftrieb

Eine weitere Einflussgröße stellt der nun im Modell deutlich detaillierter mitberücksichtigte thermische Auftrieb dar, der insbesondere bei kleinen Volumenströmen einen bedeutenden Beitrag bei der Strömungsverteilung leisten kann. Dieses Modell erlaubt es damit auch Thermosiphonsysteme abzubilden.

Erweiterung der Programmausgaben

Die numerischen und grafischen Ausgaben des Programms wurden dahingehend erweitert, dass nun neben den bereits bestehenden Durchfluss-, Druckverlust- und Temperaturengaben für die einzelnen Absorberrohre nun auch detaillierte Ausgaben der Reynoldszahlen und der Strömungszustände, der Strömungsgeschwindigkeiten und der zeta-Werte der T-Stücke zur Beurteilung zur Verfügung stehen. Für das gesamte Kollektorfeld werden noch zusätzlich minimale und maximale Strömungsgeschwindigkeiten, Reynoldszahlen und Volumenströme, sowie das extremste Volumenstromverhältnis der parallel geschalteten Absorber angegeben. Diese Kennzahlen, die insbesondere für größere Kollektorfelder von Interesse sind, werden in Kapitel 9 näher beschrieben.

Erweiterung der Eingabe- und Berechnungsmöglichkeiten

Die Notwendigkeit, zwischen den Absorberrohren individuell unterschiedliche Sammelrohrabschnitte (Durchmesser, Länge, zusätzliche zeta-Werte z.B. für Wellrohrschläuche) zu definieren, erforderte, die Eingabeoberfläche flexibel umzugestalten und die Berechnungsverfahren daran anzupassen.

Die in Kapitel 6.1.1 beschriebene Erweiterung im Zusammenhang mit dem Übergangsbereich laminar-turbulent wurde ebenfalls in diesem Programmteil für alle Sammelrohre und Zuleitungsrohre voll integriert.

Den Anforderungen jüngerer Entwicklungen bei der Kollektorproduktion von Mäanderkollektoren entsprechend, wurde die Möglichkeit geschaffen, dass am Absorberblech mittels Laser angeschweißte Sammelrohrabschnitte in ihrer Wirkung auf Temperatur- und Durchflussverteilung mit berechnet werden können. Dabei kommt es in den Sammelrohren in Strömungsrichtung betrachtet zu einer nicht zu vernachlässigenden Temperaturerhöhung in beiden Sammelrohren, die sich beim Vorlaufsammelrohr zusätzlich zu den durch Mischungsvorgängen der Absorberströme mit dem Sammelrohrstrom gegebenen Temperaturverläufen addiert. Es wird ein (kleinerer) Teil der Kollektorleistung nun durch die Sammelrohre eingebracht. Nicht durchströmte Sammelrohrreste an den Enden von Kollektorfeldern sind daran nicht beteiligt, deren Wärmestrom geht mit einem deutlich ungünstigeren F' -Faktor (wird im Programm errechnet) zum zugehörigen Absorberrohr. Rand-Verschattungen und erhöhte thermische Randverluste können in die Berechnung mit aufgenommen werden, wenngleich sie nur schwer zahlenmäßig abgeschätzt werden können (zusätzliche Eingabemöglichkeit).

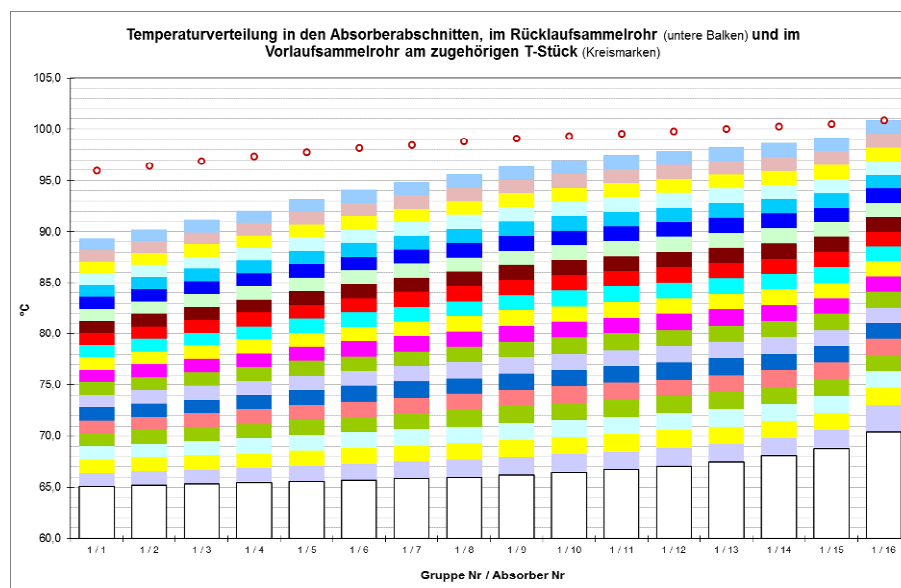


Abbildung 9: Beispiel einer Temperaturverteilung für 16 nicht nach Tichelmann parallelgeschalteten Mäanderkollektoren mit angebundenen Sammelrohren (Teil der Anlage Elisabethinen, siehe Kapitel 8.3). Weiße Balken: RL-Sammelrohr, bunte Balken Temperaturen der 20 Absorberabschnitte aus der Simulation, rote Kreismarken: VL-Sammelrohr - Mischtemperatur direkt am T-Stück. Links ist das strömungsmäßig letzte T-Stück (95,9 °C) direkt vor dem Kollektoraustritt (96,0 °C). Bei Absorber Nr. 1/16 ist im bunten Balken beim untersten Teilbalken (grau) gegenüber dem Nachbarabsorber ein höherer Temperaturanstieg gegeben, es wird hier die Leistungsaufnahme des dem nicht durchströmten Sammelrohrabschnitt zugeordneten Absorberbereiches dem ersten Teilfeld (grau) zugeordnet. Gleiches trifft beim obersten Teilfeld (hellblau) zu, jedoch ist dieser Abschnitt sehr kurz.

In Abbildung 9 ist als Beispiel die Temperaturverteilung eines nicht nach Tichelmann verschalteten Zweiges einer Großanlage ("Elisabethinen" in Graz, siehe Kapitel 8.3) dargestellt, bei der die Sammelrohre an den Absorberblechen angebunden sind. Bei dieser Art der Verschaltung kommt es durch die Anbindung des Sammelrohres an den Absorber zu einer deutlichen Erhöhung der Maximaltemperatur am letzten Absorber bei nicht nach Tichelmann verschalteten Absorbern (beim Beispiel etwa 5 K). Dies ist bei der Problematik der partiellen Stagnation zu beachten und durch einen entsprechenden Anlagendruck zu begegnen. Dem steht der Vorteil gegenüber, dass durch die bessere Anbindung des Absorberblechs der Absorberwirkungsgradfaktor F' steigt. Allerdings ist auch die mittlere Absorbertemperatur gering höher, sodass der Wirkungsgrad wieder benachteiligt wird. In einer weiterführenden Studie sollten diese Vor- und Nachteile gegeneinander abgewogen werden.

Ermittlung von Kennzahlen zur sicheren Beurteilung der Eignung der Verschaltungsart für den vorgesehenen Einsatzfall vor allem für große Kollektorflächen

Das Konzept der „charakteristischen Kennzahlen“ ist in Kapitel 9 näher erläutert. Die dort beschriebenen Kennzahlen sind zum Teil in der Berechnungsumgebung „Solar“ integriert. Folgende Kennzahlen werden nun neu berechnet und ausgegeben:

- Volumenstromverhältnis (maximaler / minimaler Durchfluss in allen Gruppen)
- Leistungs- bzw. Wirkungsgradverlust auf Grund ungleicher Strömungsverteilung
- maximale Strömungsgeschwindigkeit in allen Rohren (insb. im Kollektorfeld)
- Reynoldszahl in allen Rohren (insb. in den Absorberrohren)
- Gesamt-Druckverlust im Kollektorfeld (mit / ohne Steigleitungen)
- Verhältnis hydraulischer Antriebs- zu thermischer Nutzleistung
- Stagnations-Temperaturreserve: Das Programm erlaubt auch die Gefahr partieller Stagnation (Überschreitung des Siedepunktes in einzelnen niedriger durchströmten Absorberrohren) über eine neu definierte Kennzahl zu beurteilen, wenn der Betriebsdruck bekannt ist.

Einige weitere Kennzahlen sind noch händisch zu berechnen:

- spezifische Metallmasse der Feldverrohrung
- spezifische Kupfermasse im Kollektor
- Trassenlänge Kollektorfeld-Verrohrung
- Aufheiz-Verluste / Gesamt-Wärmekapazität Kollektorfeld

6.1.4 Parallele Zweige

Im Rahmen dieses Projektes war es vorgesehen in Erweiterung der hydraulischen Ebene Kollektorverschaltung eine übergeordnete Struktur definieren und berechnen zu können, die wiederum auf die in Kollektorverschaltung definierbaren Elemente (bezeichnet mit Zweig) zurückgreifen kann und diese in variabler Art parallelschalten kann. Dabei war vorgesehen sehr ähnliche bewährte iterative Verfahren anzuwenden, wie sie auch in Kollektorverschaltung zur Anwendung kommen. Ziel solcher Berechnungen sollte es sein eine möglichst gleichmäßige

Verteilung des spezifischen Durchflusses in allen Teilkollektoren möglichst ohne Regelelemente (z.B. STAD) zu erreichen, bzw. im Bedarfsfall die Einstellwerte solcher Regelelemente möglichst genau vorausberechnen zu können. Ein einfaches, nicht frei parametrisierbares Programm stand versuchsweise für einen speziellen Anwendungsfall (Großsolaranlage Riad) bereits zur Verfügung und zeigte, dass eine Verallgemeinerung dieses Prinzips erfolgreich sein würde.

Entwicklung einer frei parametrisierbaren Version von Parallele Zweige

Es wurde ein Programm entwickelt, das als Eingabeparameter alle für die übergeordnete hydraulische Struktur notwendigen Informationen erfassen kann. Diese hydraulische Verschaltung setzt damit unmittelbar an den in Kollektorverschaltung definierten Anschlussrohren der Zweige an und verbindet mehrere solcher Zweige mit Verbindungsrohren (Sammelrohre) über T-Stücke. Dabei sind sogenannte Knotenleitungen (vom Abzweigpunkt des Verbindungsrohres zum Anschlusspunkt des Zweiges) flexibel definierbar (eingeschlossen sind auch Regelelemente, z.B. Strangreguliertventile STAD mit eigener Kennlinie).

Die Verbindungsrohre sind individuell definierbar. Die Vorlaufknotenleitungen können in Relation zu den Rücklaufknotenleitungen unterschiedlichen Knoten der Verbindungsrohre zugeordnet werden. Damit sind z.B. Überkreuzungen, wie sie in der Praxis vorkommen können (z. B. Kollektorfeld Elisabethinen), zu modellieren. Ebenso können die Zweige unterschiedlich gestaltet werden, sie müssen dazu nur alle individuell in Kollektorverschaltung vordefiniert werden, sie sind dann über Kennzahlen aus Parallele Zweige auswählbar.

Die Berechnung erfolgt iterativ in ähnlicher Weise wie das Verfahren, das für das Programm Kollektorverschaltung entwickelt wurde, jedoch in einer übergeordneten Ebene. Das Programm Parallele Zweige greift dabei immer wieder auf das Programm Kollektorverschaltung zu um dort die entsprechende Verschaltungsart auszuwählen und die von Parallele Zweige im Laufe der Iteration ermittelten neuen Durchflussmengen einzustellen, die Berechnung durchzuführen und die notwendigen Berechnungsergebnisse für den nächsten Iterationszyklus zu übernehmen. Zuletzt stehen dann unter anderem für die einzelnen Zweige die Volumenstromverteilung, die Temperaturverteilung, die Reibungsdruckverluste und die individuellen Leistungen ebenso wie extreme Detailergebnisse aus dem Programm Kollektor Verschaltung zur Verfügung.

An weiteren Ergebnissen werden dann für das Gesamtkollektorfeld Gesamtleistung und Wirkungsgrad, Austrittstemperatur, Druckverlust, hydraulische Förderleistung, diverse Reynoldszahlen und Strömungsgeschwindigkeiten in einzelnen Rohrabschnitten ausgegeben.

Diese iterative Berechnung kann bei größeren Feldern wegen der Vielzahl untergeordneter iterativer Prozesse längere Zeit (Minuten) in Anspruch nehmen. Deshalb wurde ein Auslegungsmodus des Verfahrens ohne diese übergeordnete Iteration unter der Annahme einer Gleichverteilung des spezifischen Durchflusses (Ziel jeder Auslegung) entwickelt. Damit können neben auslegungstypischen, näherungsweisen Ergebnissen (Druckverluste, Strö-

mungsgeschwindigkeiten) auch benötigte zusätzliche zeta-Werte (einstellbar z.B. mit STAD) in den Knotenleitungen zum Erreichen einer Gleichverteilung rasch errechnet werden.

Eine weitere Möglichkeit bei Verschaltungen nach dem Tichelmannprinzip eine Einregulierung der Zweige zueinander zu erreichen, besteht darin, in den Rücklauf- bzw. Vorlaufverbindungsleitungen gezielt abgestufte Rohrdimensionen einzusetzen. Mit dem derzeitigen Entwicklungsstand dieses Programms ist dies nun möglich indem gezielt diese Rohrdimensionen variiert werden und die Auswirkungen dieser Änderungen auf die Strömungsverteilung beurteilt werden. Bei Verschaltungen nicht nach Tichelmannprinzip ist eine solche Einregulierung prinzipiell nicht möglich, es können dazu nur die Knotenleitungen (und Regulierventile) dazu herangezogen werden. Es kann aber beurteilt werden ob die für eine gewählte Rohrkonfiguration erreichte Strömungsverteilung zulässig ist.

In Abbildung 10 sind Beispiele von Iterationsabläufen der Berechnung der Anlage "Elisabethinen" dargestellt (siehe auch Kapitel 8.3). Man sieht, dass die ursprünglich vom Planer gewählte STAD-Einstellung eine grobe Ungleichverteilung bringt (wie auch gemessen, siehe Abbildung 64, S. 95) und dass eine optimale STAD-Einstellung über einen weiten Temperaturbereich eine gute Gleichverteilung ermöglicht.

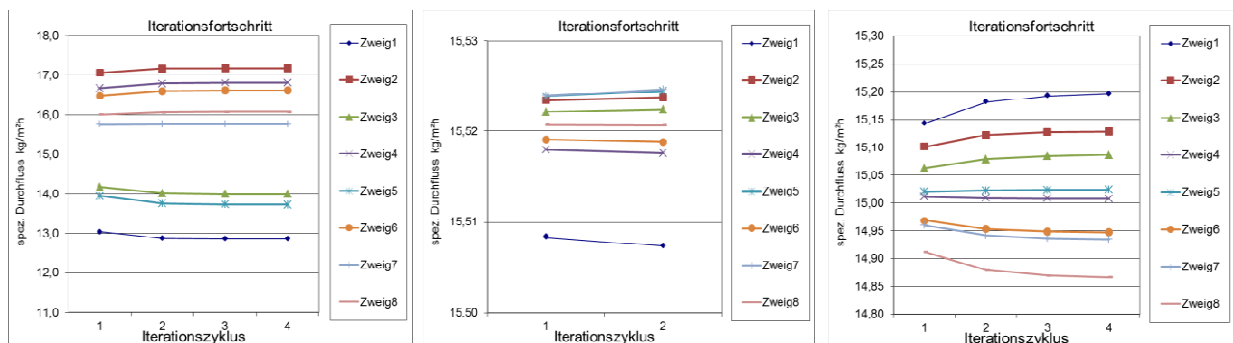


Abbildung 10: Beispiele von Iterationsverläufen des Programms *Parallele Zweige* für Auswertungen der Anlage *Elisabethinen*: links: Messungen 30.6.13 mit Original-einstellungen STAD, Abweichung spez. Durchfluss: +11 / - 17%, Iterationsfehler Druck: 0,033%, Mitte: 30.6.13 mit optimaler STAD-Einstellung (zuvor im Auslegungsmodus ermittelt) Abweichung +/- 0,1%, Iterationsfehler: 0,013%, rechts mit gleicher optimaler Einstellung 11.2.15 bei niedriger Temperatur (20°C) Abweichung +/- 1,2%, Iterationsfehler: 0,046%.

6.1.5 Kollektortheorie

Unabhängig von den zusammengehörigen Programmen Kollektor und Kollektorverschaltung wird in Kollektortheorie ein gesamter Kollektoraufbau flexibel modelliert, um aus der gegebenen Kollektorgeometrie, optischen, thermischen und Material-Daten, der Strahlungs- und Durchströmungsverhältnisse die Kollektorkennlinie und Detailergebnisse (Temperaturverteilungen aller Bauelemente) in einem überwiegend eindimensionalen Modell aus grundlegenden physikalischen Funktionen (Duffie & Beckman [43] [44]) zu errechnen.

Wiederum ist eine komplexe iterative Lösung (mehrere überschneidende Iterationsebenen) des Gesamtproblems notwendig, da praktisch alle physikalischen und Stoff- Daten eine deutliche zum Teil nichtlineare Temperaturabhängigkeit besitzen. Zum Projektstart war die Funktionalität dieses Programmteiles für Standard-Kollektoraufbauten nachgewiesen.

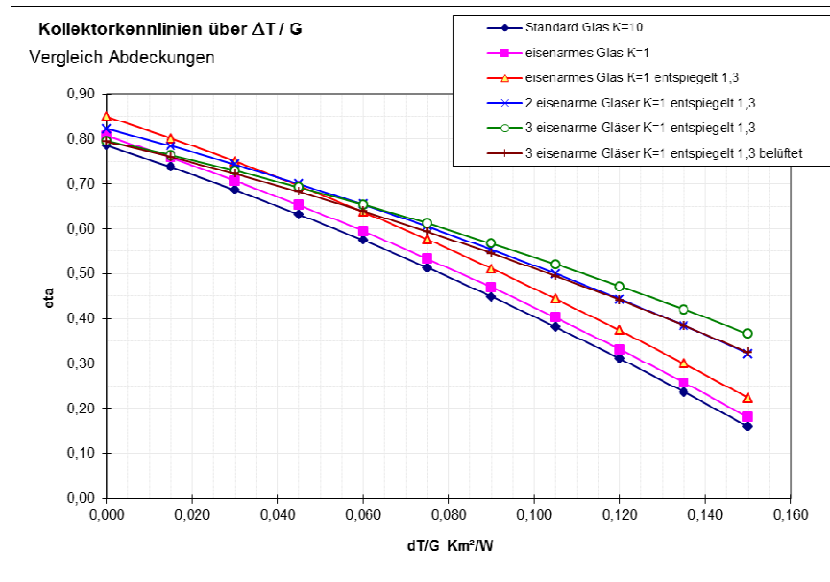


Abbildung 11: theoretische Kollektorkennlinien eines Standardkollektoraufbaus für unterschiedliche Abdeckungen.

Eine Verallgemeinerung zu größerer geometrischer Komplexität wurde durchgeführt um die Anforderung, möglichst viele derzeit praktisch realisierte Kollektorformen abbilden zu können, zu erfüllen. Die hauptsächlichen Erweiterungen sind:

- Erweiterung auf maximal drei Kollektorabdeckungen, auch mit entspiegelten Gläsern
- Randeffekte der Absorbergeometrie im Zusammenhang mit praktischen Ausführungsformen der am Absorberblech angebundenen Absorberrohre (2-dimensionale F' Faktoren); damit sind auch Fehler (Unterbrechungen) in der Schweißnaht abbildbar
- vollflächig durchströmte Absorberformen
- Einbeziehung der in 1.2 beschriebenen Erweiterung im Zusammenhang mit dem Übergangsbereich laminar-turbulent für die Strömung im Absorberrohr
- verschiedene Gasfüllungen (Edelgase) der Abdeckungen bzw. evakuierte Kollektorformen
- Kollektoren mit Foliendämmungen
- näherungsweise Berechnung der Wärmeverluste durch Belüftungsöffnung

Als Beispiel der Berechnungen sind theoretische Kollektorkennlinien für Ausführungen unterschiedlicher Abdeckungen für einen sonst gleichbelassenen Standardkollektoraufbau in Abbildung 11 dargestellt.

6.1.6 Weitere Arbeitsmappen

Die Berechnungsumgebung Solar [45] enthält weitere Arbeitsmappen. Einige davon stehen im Hintergrund zur Verfügung und enthalten im Wesentlichen VBA-Funktionen, die zum Ablauf der anderen Arbeitsmappen notwendig sind und auch außerhalb der Berechnungsumgebung Solar für andere Anwendungen zur Verfügung stehen.

Tabelle 3: Übersicht über die weiteren Arbeitsmappen der Berechnungsumgebung Solar

Speicher	Erlaubt eine Näherungsberechnung des Abkühlverhaltens für saisonale Speicher im Einfamilienhausbereich
Serienberechnungen	Erlaubt die einfache Durchführung vielfach wiederholter Berechnungen mit vordefinierten Parameteränderungen für Kollektorverschaltung und Rohr und Abspeicherung der Ergebnisse in einer Datei
Wärmekapazität	Erlaubt die Berechnung der Wärmekapazität für einen in Kollektorthorie definierten Kollektor
Statistik	Erlaubt statistische Berechnungen für variierende Klimadaten (längere Zeiträume) für Kollektorthorie mit Auswertung beliebiger Ergebniswerte.
Funktionen Stoffwerte	Stellt Funktionen für die physikalischen Eigenschaften einer Vielzahl von flüssigen und gasförmigen Medien in Abhängigkeit von der Mischungskonzentration mit Wasser (bei einem Teil der flüssigen Medien), der Temperatur, und dem Druck zur Verfügung. Diese Funktionen stammen zum Teil aus Literaturangaben (für Wasser und Luft etwa Scheffler et al. [46], Grigull et al. [47], Recknagel et al. [48]) und aus Firmenangaben zusammen mit ihren Gültigkeitsgrenzen. Sie sind im Zusammenhang mit Wärmeübergängen und Wärmetransportvorgängen notwendig.
Funktionen Wärmetechnik Strömung	Stellt allgemeine Funktionen für wärmetechnische und strömungstechnische Vorgänge zur Verfügung
Funktionen Strahlung	Stellt allgemeine Funktionen für optische und solarstrahlungstechnische Vorgänge zur Verfügung
Funktionen Kollektor	Stellt allgemeine Funktionen für wärmetechnische Vorgänge im Zusammenhang mit dem allgemeinen Kollektormodell zur Verfügung

7 T-Stück Messungen

Für den Einsatz in großen Kollektorfeldern eignen sich Großflächen-Kollektoren in Harfen- oder Mäander-Bauweise. Harfenkollektoren werden in Serie zu Reihen verschaltet, die Absorberrohre innerhalb jedes Kollektors sind parallel verbunden (siehe Abbildung 12). Mäander-Großflächenkollektoren werden hingegen an 4 Anschlusspunkten verbunden, sodass alle Mäander einer Reihe parallel verschaltet sind. Sinngemäß gilt die Verschaltung auch für direkt durchströmte Vakuumröhrenkollektoren.

Für große Kollektorflächen werden mehrere solcher Reihen parallel zusammengeschaltet. Wichtig ist dabei das Erreichen möglichst großer Kollektorfeld-Flächen. Nur so kann der Verrohrungsaufwand minimal gehalten werden – ein aus Kostensicht zentraler Aspekt. In jedem Fall beeinflussen Vorgänge auf unterster Komponenten-Ebene das charakteristische Verhalten des Gesamtsystems in Bezug auf die Verteilung der Volumenströme. Die größte Unbekannte bilden dabei die T-Stück-Druckverluste unter realistischen Randbedingungen.

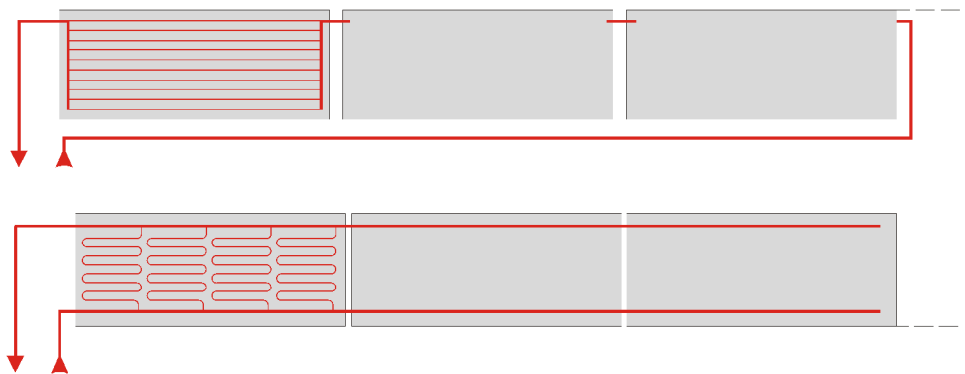


Abbildung 12: Beispielhafte Verschaltung einer Kollektorfeldreihe mit Harfenkollektoren (oben) bzw. Mäanderkollektoren (unten)

7.1 Benchmarksystem „Kollektorsammelleitungen“

Die im Folgenden wiedergegebenen Ergebnisse zum Benchmarksystem „Kollektorsammelleitungen“ wurden im Rahmen des Projekts ParaSol in der Fertigung des Projektpartners GREENoneTEC durchgeführt.

Dabei wurden fertig verlötete Kollektorsammelleitungen zufällig aus der Produktion entnommen und die Sammler aufgeschnitten. Die Eindringtiefen der in die Sammler hineinragenden Absorberrohre wurden mit Hilfe einer Schublehre als Messmittel vermessen, und zwar pro Absorberrohr je 2 Mal, einmal an der sammlerseitig linken und einmal an der rechten Seite. Der Grund dafür liegt zum einen darin, dass dadurch Messungenauigkeiten verringert werden können und zum anderen darin, dass beim Ablängen nicht exakt rechtwinklig geschnittene Absorberrohre korrekt vermessen werden. Siehe dazu Abbildung 13.



Abbildung 13: Messstellen für die Eindringtiefen der Absorberrohre in die Sammelrohre



Abbildung 14: Beispiele von Absorberrohren, die unterschiedlich weit in das aufgeschnittene Sammlerrohr hineinragen und aufgeschnittenes Sammlerrohr mit hineinragenden Absorberrohren eines marktüblichen Rohrregisters.

Im Rahmen der Messungen wurden Kollektoranschlüsse der Dimensionen 22x0,7mm (für das Sammlerrohr) und 8x0,4mm (für das Absorberrohr) vermessen. Die entnommenen Sammlerrohre kamen dabei sowohl von „Handarbeitsplätzen“ (händisch verlötete Anschlussstellen) als auch von Lötautomaten (maschinelle verlötete Anschlussstellen). In Summe konnten 206 Einzelmesswerte aufgenommen werden.

Der Mittelwert der gemessenen Eindringtiefen beträgt 2,13mm, die relative Standardabweichung ist mit 0,7mm relativ groß. Besonders anzumerken ist die Tatsache, dass die minimal und maximal gemessenen Eindringtiefen sehr weit auseinanderliegen. Dabei sind auch negative Eindringtiefen-Messwerte aufgetreten; dies bedeutet, dass ein leicht gerundeter Über-

gang zwischen Sammlerrohr und Absorberrohr besteht. Die maximal gemessene Eindringtiefe beträgt mit 5,92mm bereits mehr als 35% des Sammlerrohr-Innendurchmessers; in diesem Fall sind bereits knapp 22% des Sammlerquerschnitts durch das Absorberrohr blockiert. Abbildung 14 zeigt anschaulich einige Beispiele von T-Stücken mit verschiedener Eindringtiefe des Absorberrohrs sowie einen aufgeschnittenen Sammler mit den eindringenden Absorberrohren.

Eine Auswertung der Eindringtiefen ergab einen signifikant von Null abweichenden Mittelwert der Eindringtiefen, das heißt die Eindringtiefe muss jedenfalls mitberücksichtigt werden. Diese Tatsache sowie die statistische Verteilung der Eindringtiefen in einem Histogramm ist in Abbildung 15 wiedergegeben.

Aus Abbildung 16 und Abbildung 17 wird deutlich, dass die gemessenen Eindringtiefen nicht normalverteilt sind. Die Abweichung von einer normalverteilten Größe wird insbesondere aus dem QQ-Plot in Abbildung 17 deutlich. Für eine korrekte Wiedergabe der Eindringtiefen im Berechnungsmodell, das in weiterer Folge im Projekt ParaSol entwickelt werden soll, kann daher nicht vereinfachend mit einer normalverteilten Größe gerechnet werden, sondern es muss auf eine empirische Wahrscheinlichkeitsverteilung zurückgegriffen werden.

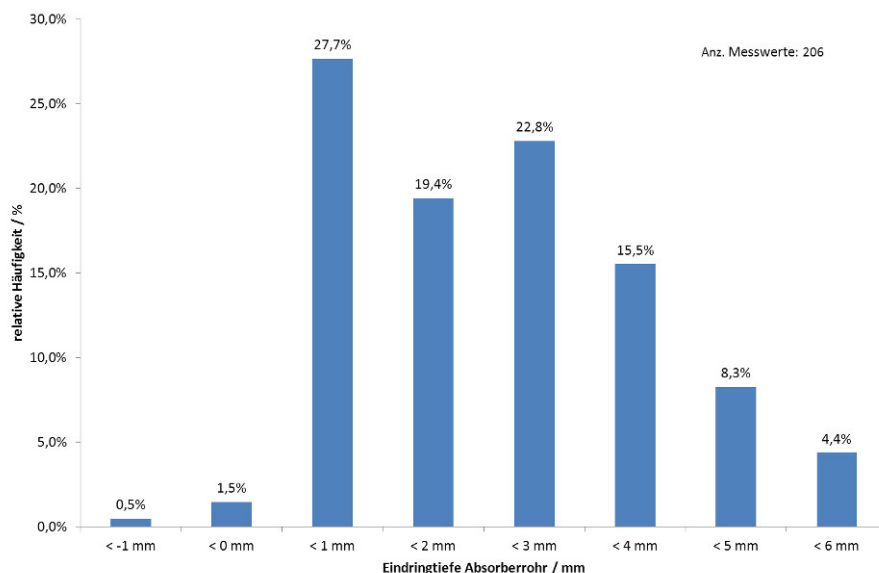


Abbildung 15: Häufigkeitsverteilung (Histogramm) der Eindringtiefen der Absorberrohre 8x0,4mm in die Sammlerrohre bei Kollektorsammelleitungen mit 22x0,8mm Sammelrohr, von zufällig aus der Kollektorfertigung entnommenen Harfenrohrregistern. Auffällig ist die breite Streuung der Eindringtiefen.

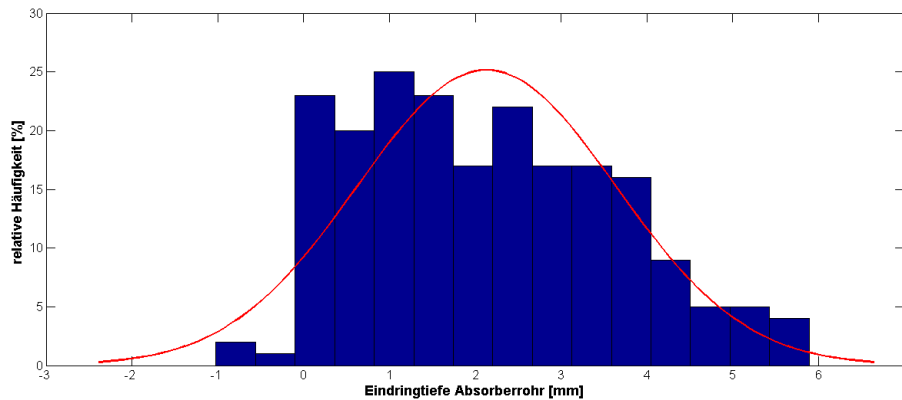


Abbildung 16: Überlagerung des Eindringtiefen-Histogramms mit einer normalverteilten Wahrscheinlichkeitsverteilung mit gleichem Mittelwert und gleicher Standardabweichung

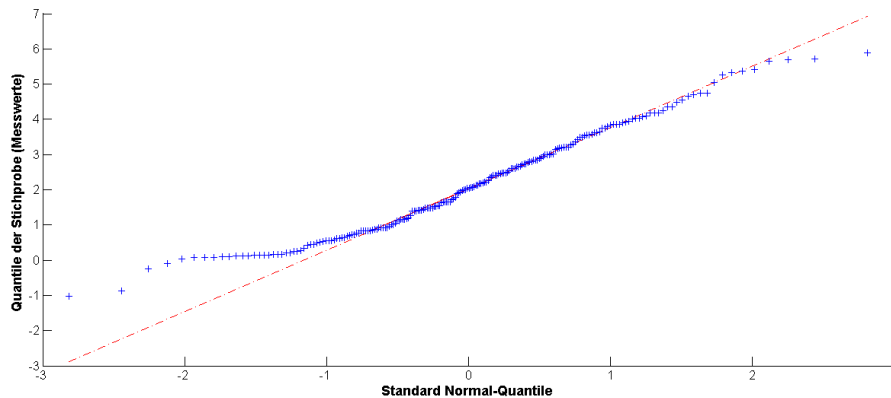


Abbildung 17: QQ-Plot der Stichprobe der gemessenen Eindringtiefe. Die Abweichung von einer normalverteilten Größe wird aus diesem Diagramm deutlich.

7.1.1 Messergebnisse in tabellarischer Form

Für die händisch gelöteten Mäander-Rohre ergeben sich aus fertigungstechnischen Gründen unterschiedliche Eindringtiefen. Alle Mäander mit Sammelleitungsdurchmesser 18 und 22 mm (8 mm und 10 mm Absorberrohre) werden automatisch gelötet. Dabei wird eine Lötvorrichtung zur Positionierung der Rohre verwendet. Die Stanzung erfolgt von innen nach außen, d.h. es gibt an der Rohrrinnenfläche keinen Grat. Die dabei ermittelte Eindringtiefe beträgt 2 mm +/- 1mm.

Alle Mäander mit Sammelleitungsdurchmesser 28 mm (8 mm Absorberrohre) werden händisch gelötet. Dabei wird ein 16 mm Rundstahl zur Begrenzung der Eindringtiefe in die Sammelleitung eingeführt. Die Stanzung erfolgt von außen nach innen, d.h. es gibt an der Rohrrinnenfläche einen sehr unregelmäßigen Grat (ca. 4..5 mm). Die ermittelte Eindringtiefe beträgt 7 mm +/- 3mm.

In der Folge werden beispielhaft für alle Messungen je eine Messreihe eines Rohrregisters, das von einem Handarbeitsplatz stammt, sowie eine Messreihe eines Rohrregisters, das von einem Lötautomaten stammt, wiedergegeben. Die folgenden Ergebnisse gelten für Harfenabsorber mit 22mm-Sammlerrohren und 8mm-Absorberrohr.

Tabelle 4: Beispielhafte Messreihe für die Eindringtiefen der Absorberrohre in die Sammlerrohre eines Rohrregisters an einem händisch verlöteten Kollektor

Kollektortyp: Harfe
Absorberrohr: 8 x 0,4 mm
Sammelleitung: 22 x 0,8 mm
Arbeitsplatz: Handlöt Arbeitsplatz

Oben

Nr.:	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Abstand R:	2.67	2.49	4.01	2.66	3.11	3.72	4.08	2.50	4.67	5.35	5.48
Abstand L:	2.56	2.48	3.79	2.42	3.29	3.78	5.25	2.79	4.72	5.48	5.04
Mittelwert:	2.62	2.49	3.90	2.54	3.20	3.75	4.67	2.65	4.70	5.42	5.26

Unten

Nr.:	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
Abstand R:	0.22	0.27	0.14	1.49	1.14	0.62	1.95	2.81	1.88	2.63	1.13
Abstand L:	0.11	0.13	0.14	1.37	1.26	1.08	2.30	2.73	2.00	2.26	0.90
Mittelwert:	0.17	0.20	0.14	1.43	1.20	0.85	2.13	2.77	1.94	2.45	1.02

Summe 2.78 2.69 4.04 3.97 4.40 4.60 6.79 5.42 6.64 7.86 6.28

Tabelle 5: Beispielhafte Messreihe für die Eindringtiefen der Absorberrohre in die Sammlerrohre eines Rohrregisters an einem automatisch verlöteten Kollektor

Kollektortyp: Harfe
Absorberrohr: 8 x 0,4 mm
Sammelleitung: 22 x 0,8 mm
Arbeitsplatz: Lötautomat 1

Oben

Nr.:	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Abstand R:	2.00	1.44	1.32	0.63	1.95	1.82	1.75	1.24	0.92	1.99
Abstand L:	2.09	1.35	1.53	0.83	2.03	1.67	1.58	1.09	0.75	2.03
Mittelwert:	2.05	1.40	1.43	0.73	1.99	1.75	1.67	1.17	0.84	2.01

Unten

Nr.:	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
Abstand R:	3.23	3.86	3.66	3.63	3.92	2.32	3.21	3.30	3.53	2.26
Abstand L:	3.07	3.84	3.94	4.08	3.93	2.63	3.32	3.30	3.43	2.42
Mittelwert:	3.15	3.85	3.80	3.86	3.93	2.48	3.27	3.30	3.48	2.34

Summe: 5.20 5.25 5.23 4.59 5.92 4.22 4.93 4.47 4.32 4.35

7.2 Messtechnische Untersuchungen an T-Stücken

7.2.1 Voruntersuchungen

Die Versuchsreihen starten mit Vorversuchen zum Thema Rohrströmung in geraden Rohren. Es wurden gerade Kalibrierrohre mit Einlaufstrecke zur Strömungsberuhigung und definierten Messstellen zur Messung des Differenzdrucks angefertigt. Die genaue Beschreibung der Kalibrierrohre erfolgt in Kapitel 7.6.

Die gemessenen Verläufe können einerseits mit den theoretisch bekannten Reibungsdruckverlusten verglichen werden, und andererseits kann die Annäherung an die Messwerte später für die Reibungskorrektur verwendet werden. Der Prüfaufbau und das Messsystem werden zu Beginn durch diese Vorgehensweise validiert und Parameter wie Abtastintervall, Mittelungszeit, Beobachtungszeitraum sowie Messbereich und Reproduzierbarkeit können überprüft und auf die Anforderungen abgestimmt werden.

Die ersten Messungen mit der T-Stück-Nachbildung und mit Eindringtiefe des Absorberrohrs in das Sammelrohr = 0 mm werden bei sehr hohen Reynoldszahlen durchgeführt um einen Vergleich mit den empirisch bekannten Werten anzustellen. Als Wärmeträgermedium wird zu Beginn reines Wasser gewählt.

7.2.2 Variationsfaktoren

Die Basis für die Variationsfaktoren bildet eine Untersuchung direkt aus der Fertigung eines namhaften Kollektorherstellers. Die Untersuchung liefert Informationen über Geometrie, Material und Eindringtiefe von T-Stück-Verbindungen von Hafen- und Mäanderkollektortypen.

Rohrdurchmesser

Die zu untersuchenden Rohrdurchmesser der Sammelrohre beziehen sich auf die gängigen Dimensionen für Solarkollektoren von 18x0,7, 22x0,8, 28x1 und 42x1,4mm. Die Dimension des Absorberrohrs beträgt 8x0,4mm.

Der Innendurchmesser der Rohre ist ein sehr sensibler Geometrieparameter. Er geht zur fünften Potenz in die Berechnung des Reibungsdruckverlusts für gerade Rohre ein. Aus diesem Grund wurde bei allen Rohren der Innendurchmesser mit einer 2D-Mikrometerschraube nachgemessen. Die absolute Rohrrauigkeit k von Rohren aus Kupfer wird in allen weiteren Messungen und Berechnungen mit 0,0015 mm festgelegt. Tabelle 6 gibt Auskunft über die tatsächlichen Innendurchmesser der untersuchten Kupferrohre.

Tabelle 6: Rohrinne Durchmesser d_i gemessen (in mm)

Dimension (Außendurchmesser x Wandstärke)	8x0,4	18x0,7	22x0,8	28x1	42x1,4
d_i / mm	7,20	16,60	20,43	25,96	39,23

Eindringtiefen von Absorberrohren

Das Verlöten von Absorberrohren mit dem Sammelrohr eines Kollektors unterliegt einer Fertigungsstreuung. Die Löcher in den Sammelrohren werden von innen nach außen oder von außen nach innen gestanzt. Danach werden die Absorberrohre händisch zwischen die beiden Sammelrohre positioniert und mit Hilfe eines Lötautomaten bzw. auch händisch verlötet. Bei diesem Vorgang kommt es zu unterschiedlichen Eindringtiefen des Absorberrohrs in das Sammelrohr.

Die Eindringtiefen wurden direkt während dem Kollektorfertigungsprozess untersucht. Zufällig wurden Rohrregister nach dem Verlöten aus der Fertigungsstraße entnommen und die Sammelrohre der Länge nach aufgeschnitten. Die Messung der Eindringtiefe erfolgte mit einer Schiebelehre in einem definierten Abstand links und rechts vom Absorberrohr. In Abbildung 14 sind drei Beispiele von unterschiedlichen Eindringtiefen in das Sammelrohr dargestellt. Die gewonnen Erkenntnisse aus der Untersuchung bilden die Basis für die Anfertigung des Funktionsmodells für nichtideale T-Stück-Verbindungen. Die Eindringtiefe soll von -3 mm bis +9 mm variabel verstellbar sein. Die Verstellung bei den Messungen erfolgt in ganzen mm-Schritten.

Tabelle 7: Eigenschaften der Eindringtiefe bei Harfen- und Mäanderrohrregistern. (MW...Mittelwert, relSD...relative Standardabweichung, Min...Minimalwert, Max...Maximalwert)

Kollektortyp	Dimension	Eindringtiefe Absorberrohr			
		MW	relSD	Min	Max
		mm	%	mm	mm
Harfe	22x0,8mm	2,1	70,6	-1,1	5,9
Mäander	18x0,7mm	2,0	-	1,0	3,0
	22x0,8mm				
Mäander	28x1mm	7,0	-	4,0	10,0

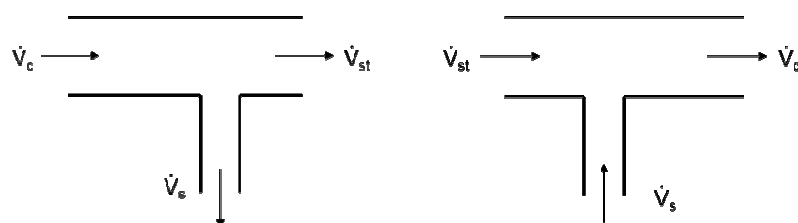


Abbildung 18: Volumenströme (mit Nomenklatur und Strömungsrichtung) bei Stromvereinigung (links) und Stromtrennung (rechts).

Strömungsrichtung

Ein entscheidender Variationsparameter ist die Strömungsrichtung an T-Stücken. Hier sind praktisch nur zwei Varianten möglich. Diese Möglichkeiten sind die Stromvereinigung und die Stromtrennung.

Volumenstromverhältnisse

Das wichtigste Volumenstromverhältnis für die Messung ist das Verhältnis des Volumenstroms im Absorberrohr zum gemeinsamen Volumenstrom im Sammelrohr $\dot{V}_s/\dot{V}_c$. Die Abstufung des Volumenstromverhältnisses bei den Messungen soll möglichst auf die realen Bedingungen in einem Absorberrohrregister angepasst sein. Im Rohrregister kommen kleine ($\dot{V}_s/\dot{V}_c < 0,4$) Volumenstromverhältnisse häufiger vor als große. Daher wird das Messintervall für die kleinen Volumenstromverhältnisse feiner abgestuft als für die großen (siehe Abbildung 19).

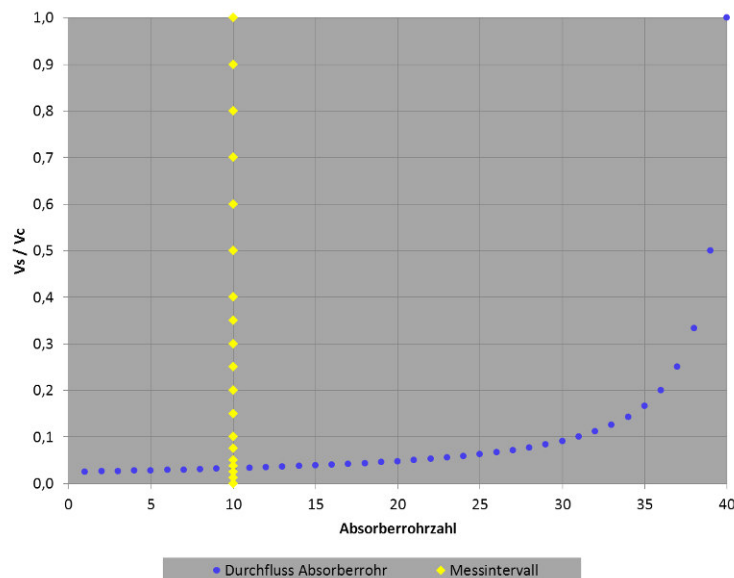


Abbildung 19: Volumenstromverhältnisse $\dot{V}_s/\dot{V}_c$ in einem Harfenkollektorregister mit 40 Absorberrohren (blau). Feinere Abstufung des Messintervalls von $\dot{V}_s/\dot{V}_c$ (gelb)

Reynoldszahl

Grundsätzlich ist zu erwarten, dass sich die zeta-Werte bei verschiedenen Strömungsformen unterschiedlich verhalten. Die Strömungsform ist durch die Reynoldszahl festgelegt. Der gewählte Strömungsbereich, vor allem jener der T-Stück-Messungen, erstreckt sich von $Re_d = 250$ bis $Re_d = 25.000$. Je nach Messfall (Rohrdurchmesser, Trennung / Vereinigung, etc.) wurden in diesem Bereich 9..18 Reynoldszahlen vermessen.

7.2.3 Vorausberechnungen

Die Vorausberechnung des zu erwartenden Druckverlusts an der T-Stück-Nachbildung ist für die Auswahl der Sensoren für die Differenzdruckmessung notwendig. Für die Berechnung wurden die Formeln aus dem gängigsten Sammelwerk für hydraulische Widerstände Idelchik

[12, p. 486 ff.] entnommen. Dabei werden für die Abstände zu den Messstellen die Empfehlungen von Aigner [49] mindestens eingehalten.

Tabelle 8 und Tabelle 9 liefern Anhaltspunkte der zu erwartenden Druckverluste für worst-case Betrachtungen am 28x1mm T-Stück und am 18x0,7mm T-Stück.

Tabelle 8: Minimale zu erwartende Differenzdrücke beim 28x1 mm T-Stück

Typ, Wasser= 9 , Propglyk = 0		0
Glykol-Konzentration	%	0
Temperatur	°C	20
Dichte	kg/m ³	998
Re gerade gesamt (Sammler)	#	651
Re Abzweig (Absorberrohr)	#	147
Strömungs-Geschwindigkeit Sammler gesamt	m/s	0,03

		Badar	Idelchik
Trennung			
dp gerade	mbar	0,0071	0,0050
dp Zweig	mbar	0,0367	0,0260
Vereinigung			
dp gerade	mbar	0,0076	0,0058
dp Zweig	mbar	0,0151	0,0096

Tabelle 9: Maximal zu erwartende Differenzdrücke bei dem 18x0,7 mm T-Stück

Typ, Wasser= 9 , Propglyk = 0		0
Glykol-Konzentration	%	0
Temperatur	°C	20
Dichte	kg/m ³	998
Re gerade gesamt (Sammler)	#	27.791
Re Abzweig (Absorberrohr)	#	5.380
Strömungs-Geschwindigkeit Sammler gesamt	m/s	1,68

		Badar	Idelchik
Trennung			
dp gerade	mbar	9,1465	7,7751
dp Zweig	mbar	69,6596	22,2418
Vereinigung			
dp gerade	mbar	12,4891	10,0035
dp Zweig	mbar	23,5728	0,1176

Diese Berechnungen berücksichtigen jeweils die Reibungsdruckverluste zu den Druckmessstellen. Sie bilden die Basis für die Dimensionierung der beiden Differenzdrucksensoren. Vor allem die untere Differenzdruckgrenze ist für den Messbereich und die Genauigkeit von entscheidender Bedeutung.

7.3 Prüfstand für Druckverlust-Messungen

Zur Bestimmung des hydraulischen Widerstands der Nachbildung des realen T-Stücks wurde ein T-Stück-Prüfstand aufgebaut. Die wichtigsten Bestandteile der Versuchsanordnung zur Messung der Druckverluste sind die Hydraulik, die Sensorik und die Prüflinge (Kalibrierrohre und T-Stück-Nachbildung) selbst.

7.3.1 Aufbau und Hydraulik

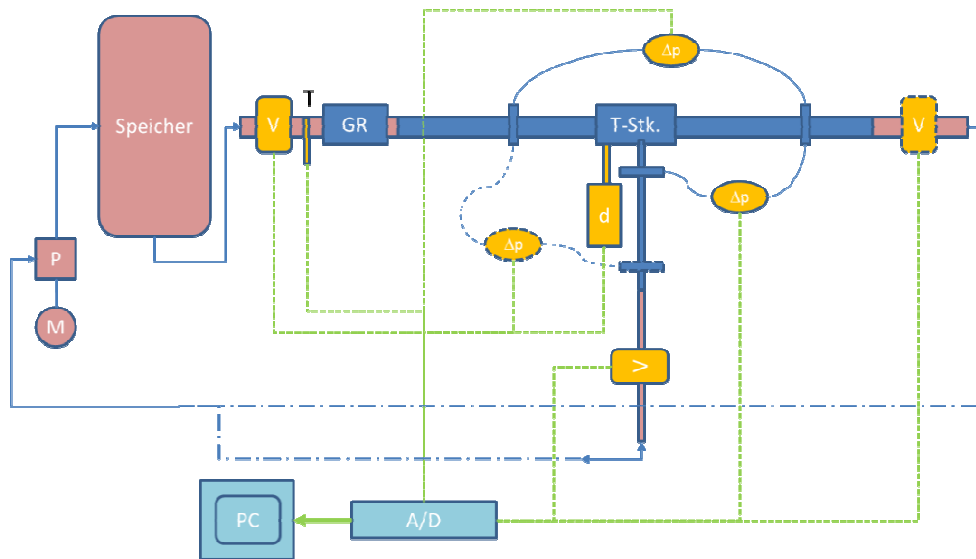


Abbildung 20: Übersichtsschema des T-Stückprüfstands

In Abbildung 20 ist der hydraulische Aufbau des T-Stückprüfstands schematisch dargestellt. Versorgt wird die Versuchsanordnung grundsätzlich über einen Speicher mit elektrischer Nachheizung und Pumpe. Im oberen Teil des Speichers befindet sich ein Luftpolster. Der Speicher erfüllt hier die Funktion eines Dämpfungsglieds. Er dient dazu, den Drall, den die Pumpe (P) verursacht, vor Eintritt in den Prüfling (T-Stück Nachbildung) zu dämpfen.

Das Wärmeträgermedium wird über isolierte Rohleitungen zu einem Temperatursensor (T) und einen Strömungsgleichrichter (GR) zum Prüfling geführt. Die Drehzahl der Pumpe (M) ist stufenlos verstellbar. Damit kann die Grobeinstellung des Gesamtvolumenstroms vorgenommen werden. Die Volumenstrommesser (V) sind vom Messbereich her abgestuft und haben jeweils ein Strangreguliertventil nachgeschaltet. Hier erfolgt die Feineinstellung des Volumenstroms für Durchgang und Abzweig.

Die Differenzdrucksensoren (Δp) sind über flexible Leitungen und an definierten Messstellen am T-Stück (T-Stk.) angeschlossen. Direkt am Prüfling befindet sich ein Linearpotentiometer (d) als Wegmesseinrichtung zur Protokollierung der Eindringtiefe des Absorberrohrs in das Sammelrohr. Die Strömungsrichtung: Vereinigung oder Trennung kann über diverse Absperrhähne umgeschaltet und über das Rohrleitungsnetz umgelenkt werden. Der Mess-PC (PC) und der A/D-Umsetzer (A/D) dienen zur Erfassung, Visualisierung und Speicherung der Messwerte.

Neue Energien 2020 - 4. Ausschreibung

Klima- und Energiefonds des Bundes – Abwicklung durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft FFG

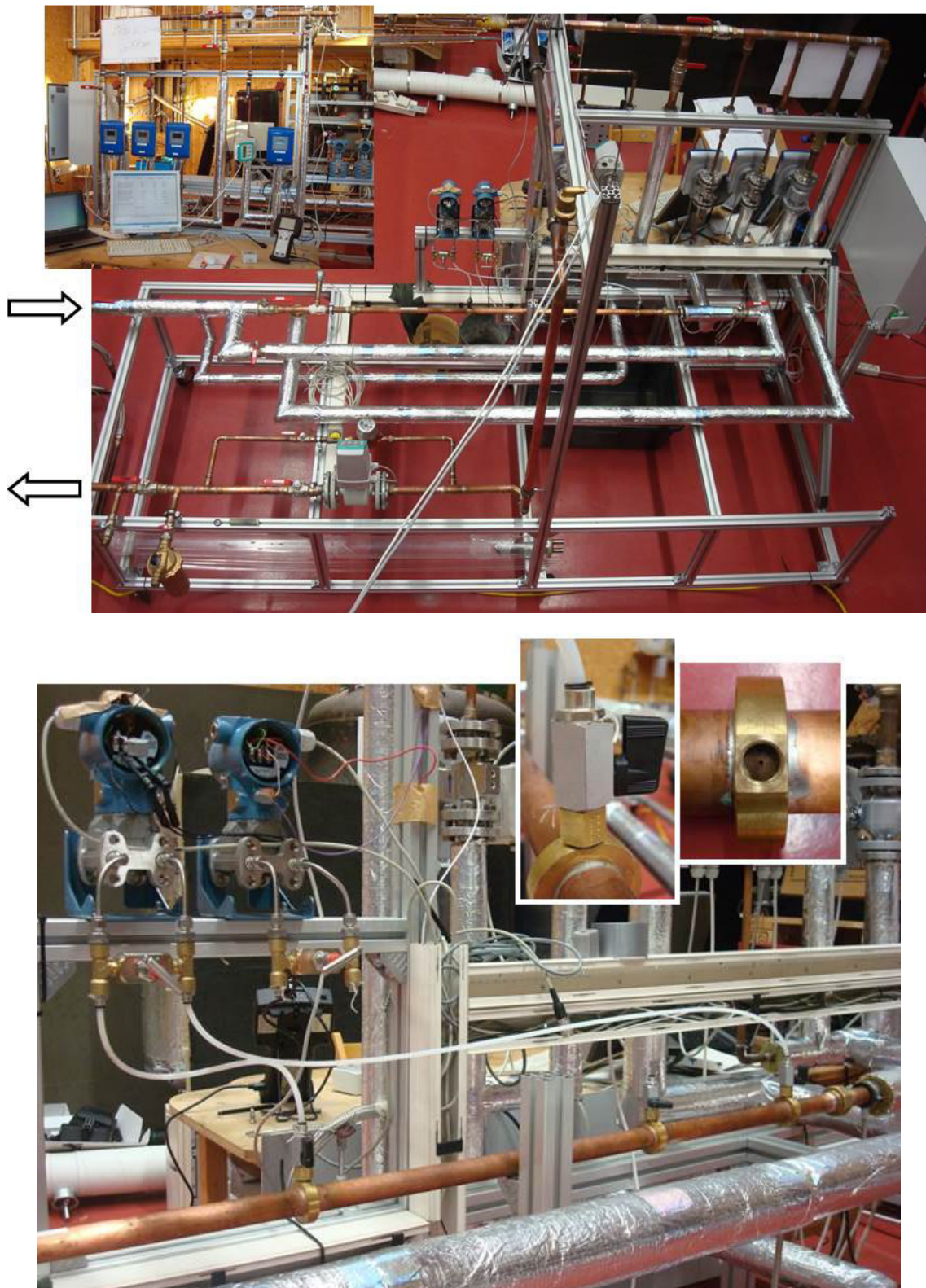


Abbildung 21: Fotos vom Aufbau des Prüfstands für Messung der Druckverluste an T-Stück und geraden Rohren. Deutlich sichtbar sind die 3 Volumenstrom- und die 2 Druckverlust-Sensoren.

Sensorik: Die Messgrößen zur Bestimmung des hydraulischen Widerstands in Abhängigkeit der Variationsparameter für den T-Stück-Prüfstand sind: Volumenstrom und Temperatur des zirkulierenden Mediums, Differenzdruck über den Durchgang und hin zum Abzweig des T-Stücks und die Eindringtiefe des Absorberrohrs. Die Auswahl der Sensorik erfolgt über den zu erwartenden Messbereich der Messgröße, die notwendige Messunsicherheit und die erforderliche Auflösung.

Temperatur: Für die Messung wird ein Eintauchfühler verwendet, der sich in direktem Kontakt mit dem Wärmetransportmedium befindet. Örtlich ist er vor dem Gleichrichter positioniert. Dadurch ist der Strömungszulauf zum T-Stück ungestört. Die zu erwartenden Temperaturen des zirkulierenden Mediums liegen zwischen 10 °C und 80 °C. Der Thermofühler ist als Pt100 in Genauigkeitsklasse A ausgeführt. Die Messunsicherheit beträgt $\pm(0,15 + 0,002 \cdot T)$ K (Maximalfehler).

Volumenstrom: Die Volumenströme für die T-Stück-Messungen liegen im Bereich 15..5000 l/h im Sammelrohr des T-Stücks; im Abzweig liegen die Volumenströme im Bereich 1,5..600 l/h. Der gesamte Messbereich wird wegen des systematischen relativen Messfehlers auf mehrere Sensoren aufgeteilt (siehe Tabelle 10).

Die Volumenstrommessung erfolgte mit magnetisch induktiven Durchflussmessern der Fa. Krohne, Typ Optiflux. Das Messprinzip beruht auf der Ladungstrennung eines sich bewegendes leitfähigen Mediums in einem Magnetfeld. Die induzierte Spannung ist der Durchflussgeschwindigkeit direkt proportional. Die nebenstehende Abbildung veranschaulicht den Vorgang. Der Volumenstrom wird dann über die Kontinuitätsgleichung bei genau bekanntem Durchtrittsquerschnitt intern im Sensor berechnet.

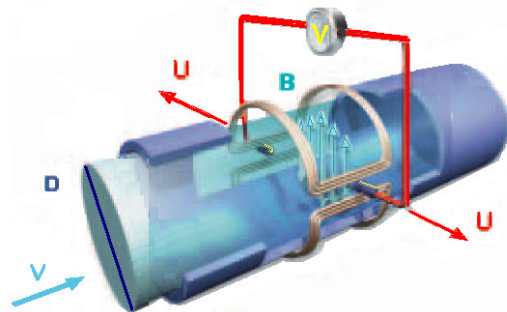


Abbildung 22: Magnetisch induktives Durchflussmessprinzip (Wikipedia [50]).

Tabelle 10: Messbereiche der Volumenströme

Messbereich in l/h		
Sensornummer Durchgang	1	0..10.000
	2	0..900
	3	0..175
Sensornummer Abzweig	1	0..900
	2	0..120

Differenzdruck: Der Bereich der Differenzdrücke, die während der Messung auftraten, liegt im Bereich von rund -3 bis +60 mbar. Sehr geringe Druckunterschiede von 0,1..1 Pa sind messtechnisch abzubilden. Zum Veranschaulichung dieser Zahlen: es ist bekannt, dass beim Bergsteigen der Luftdruck mit steigender Höhe sinkt. Höhenmesser machen sich dieses Prinzip zu Nutze und rechnen über die barometrische Höhenformel vom Differenzdruck auf den Höhenunterschied um. Gute Höhenmesser erreichen dabei eine Messgenauigkeit von etwa 2m. Zum Vergleich: Die Messgenauigkeit der Differenzdruck-Messungen von ParaSol entspricht umgerechnet einer Höhendifferenz von etwa 8mm.

Wie in Abbildung 21 sowie Abbildung 28 zu sehen ist, wird der Differenzdruck über Druckmanschetten gemessen. Diese Druckmanschetten sind aus Messing gefertigt und besitzen eine Öffnung mit Innengewinde, über das die Messschlauch-Anschlussstücke für die Differenzdrucksensoren eingeschraubt werden können. Die Messrohre besitzen an den Stellen, an denen die Druckmanschetten befestigt sind, innen 6 kleine Bohrungen (umlaufend um je 60° versetzt). Diese Konstruktion stellt sicher, dass innerhalb der Druckmanschetten die Strömungsgeschwindigkeit 0 ist und die Differenzdrucksensoren somit ausschließlich statische Differenzdrücke messen. Durch die umlaufende Anordnung der Bohrungen wird außerdem der Mittelwert der Drücke entlang des Rohrumfangs gemessen, und nicht nur der Druck an einer punktuellen Stelle am Rohr.

Das Messprinzip der beiden Sensoren ist kapazitiv. Es beruht auf der Veränderung der Kapazität eines Kondensatorelements. Dieses Element liegt direkt an zwei Ölsäulen. Die Säulen werden über die Membranen dem Differenzdruck entsprechend unterschiedlich ausgelenkt. Die metallischen Anschluss-Membranen für das Medium sind im unteren Block angebracht. In der Mitte befindet sich die kapazitive Messumformmerzelle. Links und rechts davon sind die beiden Öl-Flüssigkeitssäulen (Emerson [51]).

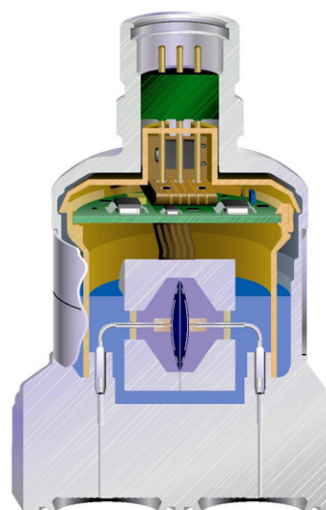
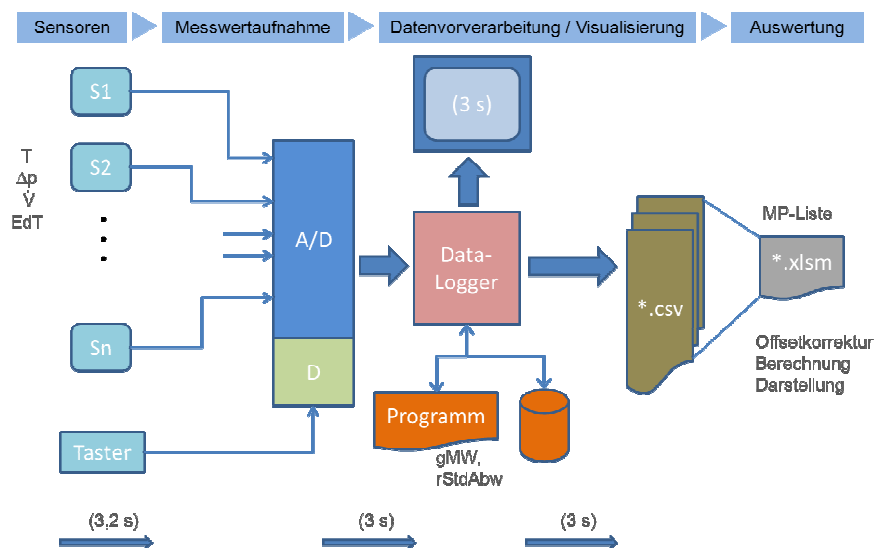


Abbildung 23: Aufbau des Differenzdruckumformers.

Tabelle 11: Messbereiche der Differenzdrucksensoren

	Messbereich	Fabrikat
Sensor für den Abzweig	-62,3..+62,3 mbar	Rosemount 3051CD1
Sensor für den Durchgang	-7,5..+7,5 mbar	Rosemount 3051CD0



Die Sensoren wandeln die Messgrößen in ein proportionales elektrisches Signal um. Bereits im Sensor wird eine erste Mittelwertbildung (Mittelungsdauer: 3,2 s) durchgeführt. Die Eingangssignale werden im A/D-Umsetzer für die Vorberechnungen und Datenspeicherung digitalen Messkanälen zugeteilt. Das Programm im Datenlogger bildet alle drei Sekunden den gleitenden Mittelwert (gMW) und die relative Standardabweichung (rStdAbw) für jeden Messkanal. Aus den vergangenen sieben Messwerten und dem aktuellen Wert werden die beiden Zahlen berechnet. Ebenfalls im Dreisekundenintervall werden die aktuellen Messwerte und die berechneten Größen visualisiert und laufend abgespeichert.

Mit Hilfe eines externen Tasters wird manuell ein gültiger Messpunkt über eine interne Zählvariable im Speicher markiert. Ein Zwischenschritt nach dem Auslesen des Datenlogger-Speichers legt die gültigen Messpunkte in einer Messpunktliste ab. Der Beobachtungszeitraum bis zu einem neuen gültigen Messpunkt nach einer Änderung eines Variationsparameters beträgt mindestens 24 Sekunden. So lange braucht ein Messwert, bis er das interne Register zur gleitenden Mittelwertberechnung (8 Werte je 3 s) passiert hat und sich wieder ein stabiler Zustand einstellt.

7.5 Zeta-Wert-Berechnung

Zur Berechnung der beiden Druckverlust-Beiwerte (zeta-Werte) am T-Stück wurden die Reibungsdruckverluste sowie die Druckunterschiede auf Grund der unterschiedlicher Strömungsgeschwindigkeiten auf beiden Seiten des T-Stücks (dynamische Druckdifferenz nach Bernoulli-Gleichung) vom gemessenen statischen Druckverlust abgezogen:

$$\Delta p_{\text{Stoß}} = \Delta p_{\text{Messung}} - \Delta p_{\text{Reibung}} - \Delta p_{\text{dynamisch}}$$

Die Differenzdruck-Messwerte wurden über die Messdauer mit linear interpolierten Offsetwerten korrigiert. Auch die gemessenen Volumenströme wurden im Nachhinein korrigiert, wobei die Korrekturwerte aus vor und nach den Messreihen aufgenommenen Kalibrierkurven stammten. Die Reynoldszahlen in den T-Stück-Zweigen wurden auf Basis von Stoffwerten bestimmt, die von der Mediumstemperatur abhängig berechnet wurden.

Danach erfolgte die Korrektur der Differenzdrücke um den Rohrreibungsanteil, der aus der Länge von den Messstellen zur Abzweigstelle resultiert. Für die Bestimmung der Reibungsdruckverluste wurde das Rohrreibungs-Modell nach Adamovich gewählt (siehe Idelchik [12, Ch. 4]). Die Tatsache, dass in ParaSol die Reibungsdruckverluste von den gemessenen Werten abgezogen wurden, bedeutet, dass die in ParaSol ermittelten zeta-Werte tatsächlich die reinen Stoßdruckverluste darstellen. Bei Verwendung der ParaSol-zeta-Werte für T-Stücke in hydraulischen Berechnungen sind daher die Reibungsdruckverluste bis hin zum T-Stück zu berücksichtigen.

$$\Delta p_{\text{Reibung}} = \lambda_{\text{Adamovich}} \cdot \frac{\rho}{2} v^2 \cdot \frac{l}{d}$$

Neue Energien 2020 - 4. Ausschreibung

Klima- und Energiefonds des Bundes – Abwicklung durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft FFG

Da ein Teil des Volumenstroms im T-Stück abzweigt (Stromtrennung) bzw. vom Abzweig dazuströmt (Stromvereinigung), sind im Allgemeinen die Strömungsgeschwindigkeiten vor und nach dem T-Stück im Sammelrohr und im Absorberrohr unterschiedlich. Dies bedeutet, dass die aufgenommenen statischen Differenzdruck-Werte auch Differenzdruck-Anteile beinhalten, welche nicht dem Stoß am T-Stück, sondern den unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten zuzuordnen sind. Diese Tatsache erfordert die Bereinigung der Differenzdruck-Messwerte um die Druckanteile aus der Bernoulli-Gleichung.

$$\Delta p_{\text{dynamisch}} = \frac{\rho}{2} \cdot (v_{\text{stromaufwärts}}^2 - v_{\text{stromabwärts}}^2)$$

Die derart berechneten T-Stück zeta-Werte beinhalten somit ausschließlich den Stoßdruckverlust, der durch die Stromtrennung und die Stromvereinigung direkt am T-Stück verursacht wird. Dieser Anteil ist als irreversibel dissipierte Energie dem Stoßdruckverlust zuzuordnen. Als Bezugsgeschwindigkeit wurde für alle zeta-Werte die Strömungsgeschwindigkeit im Sammelrohr-Teil mit dem höchsten Volumenstrom (sog. common-Zweig, Index c) gewählt. Damit errechnen sich die zeta-Werte wie folgt:

$$\zeta := \frac{\Delta p_{\text{Stoß}}}{\rho v_c^2 / 2}$$

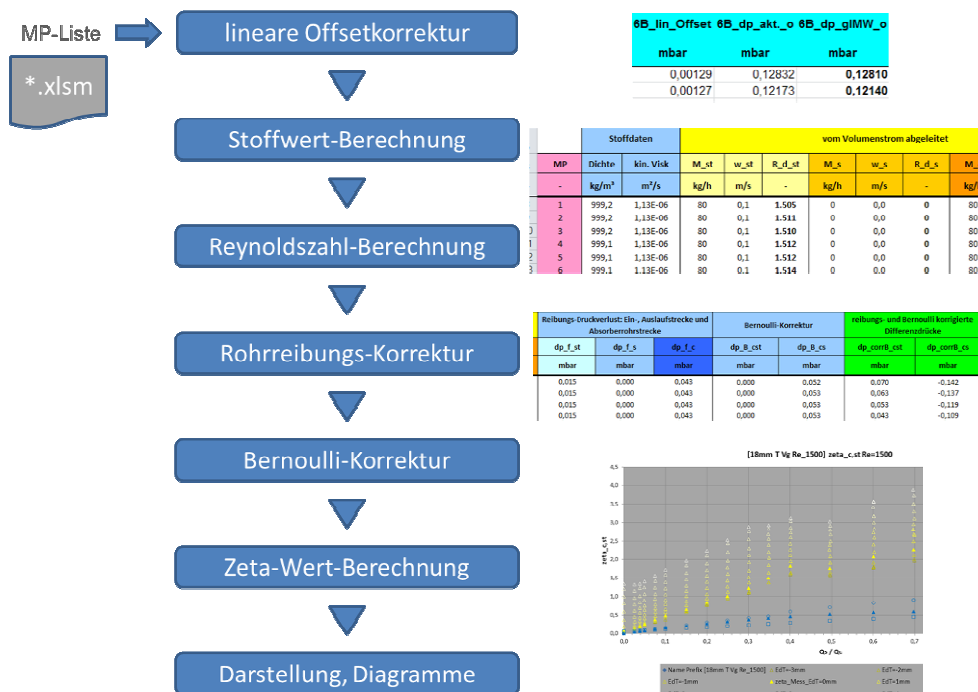


Abbildung 26: Schema der Berechnungsschritte einer T-Stück-Messserie ausgehend von der Messpunktliste bis zur zeta-Wert-Berechnung mit Diagrammdarstellung

7.6 Versuchsergebnisse und Diskussion

Die Versuchsergebnisse beginnen mit den Ergebnissen aus den Vorversuchen mit den geraden Kalibrierrohren. Danach folgen die Ergebnisse zu den durchgeführten experimentellen Untersuchungen an nichtidealen T-Stücken und Rohrregistern.

7.6.1 Untersuchungen an geraden Kalibrierrohren

Die Kalibrierrohre sind zum Justieren der Differenzdruckmesseinrichtung und für die Reibungsverlustkorrektur angefertigt worden. Die Kalibrierrohre sind gerade Kupferrohrstücke der Dimensionen 42x1,4, 28x1, 22x0,8, 18x0,7 und 8x0,4mm. Sie haben auf definierten Positionen Druckmessstellen (siehe Abbildung 27).

Diese Drucksonden bestehen aus kleinen Ringbohrungen (1 mm), die um den Rohrdurchmesser symmetrisch verteilt angeordnet sind. Sie bilden den Mittelwert des Druckwerts über den Rohrquerschnitt (Aigner [49]). Darüber befindet sich ein gelöteter Messingring mit Mini-Kugelhahn und einem Anschlussstück für einen flexiblen, transparenten Schlauch zum Differenzdrucksensor hin (siehe Abbildung 28). Die Abstände der Messsonden und die Abmessungen der Kalibrierrohre sind in Tabelle 12 wiedergegeben.



Abbildung 27: Kalibrierrohr mit zwei Holländeranschlussverbindungen und drei Druckmessstellen in definierten Abständen (Hausner [52])

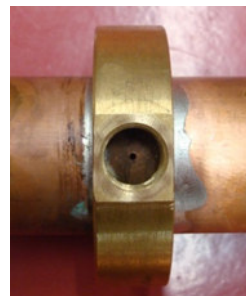


Abbildung 28: Anschlussstück mit Messingring, Mini-Kugelhahn und flexibler transparenter Leitung (links), Messsonde mit 1 mm Ringbohrung (rechts)

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen an den geraden Rohren sind auf die beschriebenen Rohrdimensionen 8x0,4, 18x10,7 22x0,8, 28x1 und 42x1,4mm aufgeteilt. Zur besseren Vergleichbarkeit ist jeweils der gemessene, der durch geeignete Funktionen angenäherte und der theoretische Rohrreibungsbeiwert als Funktion der Reynoldszahl dargestellt.

Tabelle 12: Dimensionen und Längenangaben der Kalibrierrohre mit Druckmessstellen (=Sonde), Maße in mm (Hausner [52])

Rohrdimension	Zulauf			Ablauf	
	ges. Länge	Sonde	Sonde	Sonde	Sonde
8x0,4	1420	150	200	650	1150
18x0,7	1420	320	820	1300	
22x0,8	1420	400	900	1300	
28x1,0	1420	520	1020	1300	
42x1,4	1420	600	1020	1300	

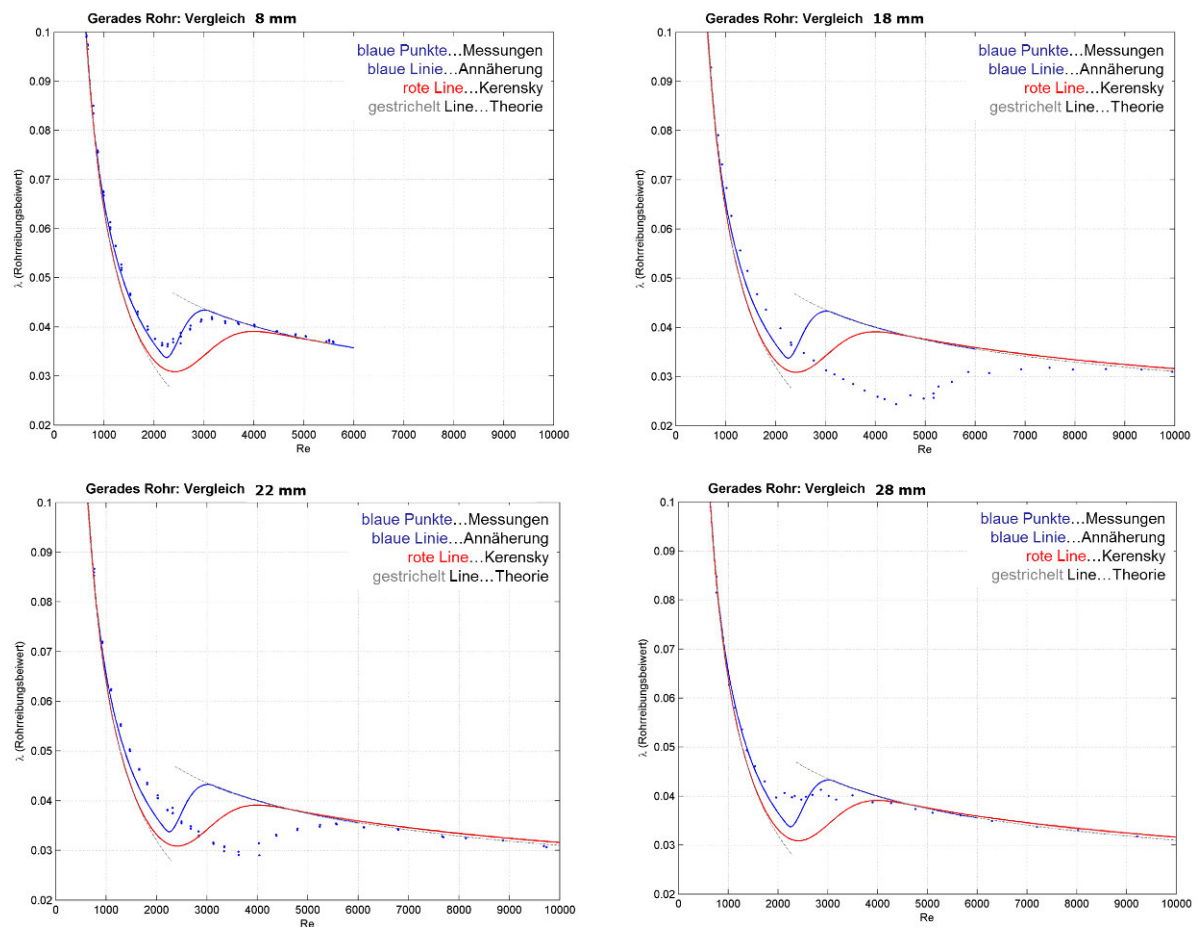


Abbildung 29: Rohrreibungsbeiwert des Kalibrierrohrs der Dimension 28x1 für verschiedene Reynoldszahlen: Vergleich zwischen Messung und verschiedenen Modellen für den Rohrreibungsbeiwert

Diskussion

Die Darstellungen zeigen durchgängig interessante Verläufe der Rohrreibungszahlen im laminar-turbulenten Übergangsbereich. Die Ergebnisse sind für alle vier Rohrdurchmesser sehr unterschiedlich. Dort ist im Gegensatz zur Theorie ein weicher Übergang von laminar auf turbulent erkennbar. Die Reynoldszahl, bei der dieser Übergang startet, ist bis auf die Rohrdimension 8x0,4mm größer als 2.300. Einige der Effekte, die sich in den Messungen gezeigt haben und von den „Standard-Formeln“ abweichen, sind auch in der Spezialliteratur beschrieben (siehe Idelchik [12, Ch. 2]).

Die Kenntnis bzw. eine standardisierte Annäherungsfunktion der Reibungsdruckverluste ist für die exakte Berechnung der Stoßdruckverluste der T-Stücke wichtig. Die rote Kurve in den Diagrammen stammt aus der Annäherung durch Kerensky [53]. Bei diesem Ansatz wird ein gewichtetes gleichzeitiges Auftreten von laminarer und turbulenter Strömung angenommen. Mit den Annahmen bei $Re_d = 2850$ ist die Wahrscheinlichkeit für turbulente Strömung $p_t = 50\%$ bei $Re_d = 3500$ $p_t = 86\%$ und bei $Re = 2320$ $p_t = 19\%$ ergibt sich ein flacherer Verlauf, der den Messungen wesentlich besser entspricht.

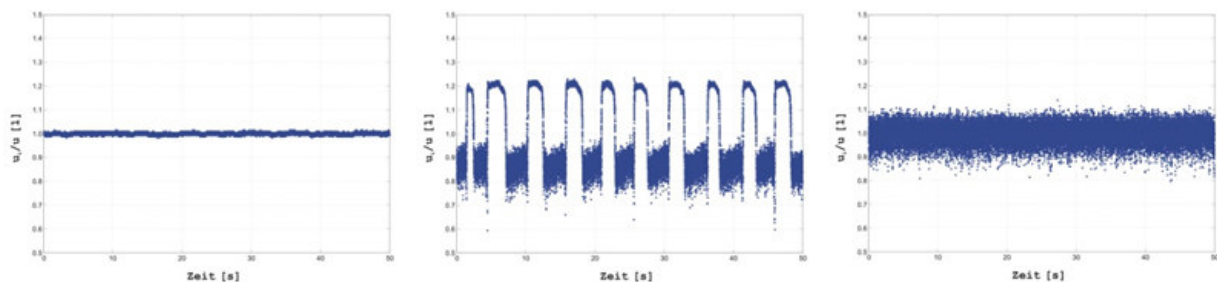


Abbildung 30: Messwerte zu normierten momentanen Strömungsgeschwindigkeiten im laminaren Bereich (links), laminar-turbulenten Übergangsbereich (Mitte) und im turbulenten Bereich (rechts). Zu erkennen ist im laminaren Bereich ein sehr enger Schwankungsbereich, im turbulenten Bereich ein breiter Schwankungsbereich, und im laminar-turbulenten Übergangsbereich ein stochastisches Verhalten, das im Wesentlichen zwischen laminarem und turbulentem Verhalten wechselt. Freundlicherweise zur Verfügung gestellt aus Heschl [54].

7.6.2 Untersuchungen an nichtidealen T-Stücken

T-Stück-Nachbildung

Die Nachbildung des realen T-Stücks besteht aus mehreren Einzelteilen. Abbildung 31 gibt einen Überblick wie das T-Stück mit veränderbarer Eindringtiefe aufgebaut ist. Die Nachbildung besteht aus zwei Baugruppen. Der Oberteil ist für die Eindringtieffenverstellung des Absorberrohrs (8x0,4mm) verantwortlich. Der Unterteil ist der passende Block für die Aufnahme des oberen Verstellteils. Er ist für jede Sammelrohrvariante (42x1,4, 28x1, 22x0,8, 18x0,7mm) einmal getrennt ausgeführt. Der Verstellmechanismus beruht auf einer spielfrei gelagerten Rändelmutter mit Gewindeteil und Gummidichtung.

Die Null-Position des Absorberrohrs ist der wichtigste Ausgangspunkt vor jeder Messung. Sie wird über die Null-Stellvorrichtung an der Position des Absorberrohrs und einer Anpassung erreicht. Das Anpassungsmaß wird um die Differenz zwischen Sammel-Innenrohrdurchmesser und Null-Stellvorrichtungsdurchmesser korrigiert (siehe Abbildung 32). Die Drucksondenabstände für die Differenzdruckmessung am T-Stück orientieren sich an Empfehlungen (Aigner [49]), bei der Vielfache der Rohrinneindurchmesser festgelegt werden. Die Abstände sind in Tabelle 13 und Tabelle 14 zusammengefasst. Die Rohrwandstärken wurden gerundet. Oberteil, Unterteil, Drucksonden und die Rändelmutter der T-Stück-Nachbildung sind aus Messing gefertigt. Die Rohre sind aus Kupfer und stammen in ihrer Qualität und Härte original aus der Kollektorfertigung. Das Lotmaterial (Weichlot und Hartlot) sowie das Flussmittel ist ebenfalls jenes aus der Fertigungspraxis. Die Verbindungsschrauben sind aus rostfreiem Stahl. Die O-Ring-Dichtung ist bis 100 °C belastbar und für ein Wasser/Frostschutzgemisch beständig.

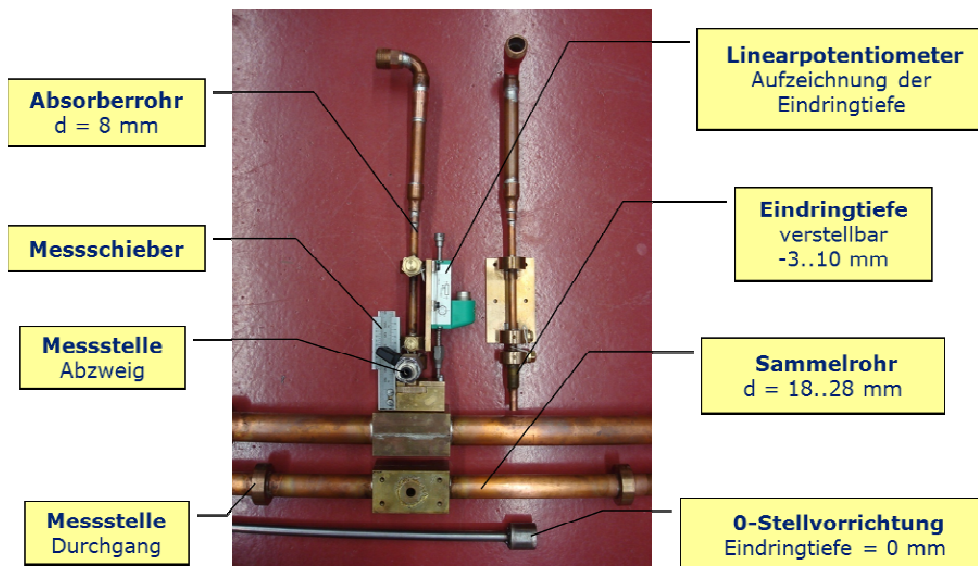


Abbildung 31: Bestandteile der T-Stück-Nachbildung.

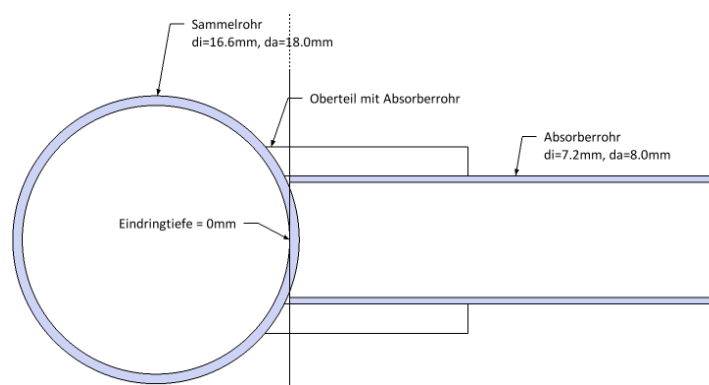


Abbildung 32: Querschnitt der Startposition. Das Absorberrohr (8x0,4mm) steht 0 mm (Eindringtiefe = 0 mm) in das Innere des Sammelrohrs (18x1) hinein.

Tabelle 13: Abstände der Drucksonden am zweiteiligen Sammelrohr der T-Stück-Nachbildung nach Hausner [52]. Gemessen von T-Stück-Mitte in Richtung der Anschlüsse. Maße in mm.

Sammelrohr Zulauf			Sammelrohr Ablauf		
Dimension	ges. Länge	Sonde 7xd _i	Ges. Länge	Sonde 10xd _i	Sonde 20xd _i
18x0,7	710	110	710	160	320
22x0,8	710	140	710	200	400
28x1,0	710	180	710	260	520
42x1,4	710	300	710	300	600

Tabelle 14: Abstände der Drucksonden am Absorberrohr der T-Stück-Nachbildung nach Hausner [52]. Gemessen vom Beginn des Absorberrohrs in Richtung Anschluss. Maße in mm.

Dimension	Ges. Länge	Sonde 7xd _i	Sonde 10xd _i	Sonde 20xd _i
8x0,4mm	190	51	70	140

Messmatrix

Die Messmatrix in Tabelle 15 bestimmt das Messprogramm. Sie legt grundsätzlich den Reynoldszahlenbereich, die Volumenstromverhältnisse und die Eindringtiefe für die T-Stück-Messreihen fest. Die Bereiche der Variationsfaktoren richten sich einerseits nach messtechnischen Gesichtspunkten (möglicher Einstell- und Messbereich) und nach unbedingt notwendigen Stützstellen der folgenden mehrdimensionalen Auswertemethode (siehe Kapitel 7.7) sowie nach der erforderlichen Messdauer der einzelnen Messreihen.

Tabelle 15: Messmatrix für die T-Stück-Messreihen, mit Reynoldszahlenbereich und Volumenstromverhältnissen.

Eindringtiefen	-3, -1, 0, 1, 2, 4, 6, 9mm																		
Alle Messungen mit entgratetem Absorberrohr!																			
Re nom.	Qs/Qc - Verhältnisse																		
250	0	0,1	0,15	0,2	0,25	0,3	0,4	0,5	0,75	1									
500	0	0,05	0,1	0,15	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,5	0,75	1							
750	0	0,05	0,1	0,15	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,5	0,75	1							
1.000	0	0,02	0,04	0,06	0,08	0,1	0,12	0,14	0,17	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,45	0,5	0,65	0,85	1
1.250	0	0,02	0,04	0,06	0,08	0,1	0,12	0,14	0,17	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,45	0,5	0,65	0,85	1
1.500	0	0,02	0,04	0,06	0,08	0,1	0,12	0,14	0,17	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,45	0,5	0,65	0,85	1
2.000	0	0,02	0,04	0,06	0,08	0,1	0,12	0,14	0,17	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,45	0,5	0,65	0,85	1
2.500	0	0,02	0,04	0,06	0,09	0,12	0,16	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,5	0,65	0,85	1			
3.000	0	0,02	0,04	0,06	0,09	0,12	0,16	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,5	0,65	0,85	1			
3.500	0	0,02	0,04	0,06	0,09	0,12	0,16	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,5	0,65	0,85	1			
4.000	0	0,02	0,04	0,06	0,09	0,12	0,16	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,5	0,65	0,85	1			
5.000	0	0,04	0,08	0,12	0,16	0,2	0,275	0,35	0,425	0,5	0,65	0,85	1						
7.000	0	0,04	0,08	0,12	0,16	0,2	0,275	0,35	0,425	0,5	0,65	0,85	1						
9.000	0	0,04	0,08	0,12	0,16	0,2	0,275	0,35	0,425	0,5	0,65	0,85	1						
11.000	0	0,04	0,08	0,12	0,16	0,2	0,275	0,35	0,425	0,5	0,65	0,85	1						
13.000	0	0,04	0,08	0,12	0,16	0,2	0,275	0,35	0,425	0,5	0,65	0,85	1						
15.000	0	0,04	0,08	0,12	0,16	0,2	0,275	0,35	0,425	0,5	0,65	0,85	1						
17.000	0	0,04	0,08	0,12	0,16	0,2	0,275	0,35	0,425	0,5	0,65	0,85	1						
19.000	0	0,04	0,08	0,12	0,16	0,2	0,275	0,35	0,425	0,5	0,65	0,85	1						
25.000	0	0,04	0,08	0,12	0,16	0,2	0,275	0,35	0,425	0,5	0,65	0,85	1						
>7000	0	0,04	0,08	0,12	0,16	0,2	0,275	0,35	0,425	0,5	0,65	0,85	1						

Ergebnisse

Insgesamt konnten im vorliegenden Projekt ParaSol 24.132 Einzel-Messpunkte zu zeta-Werten von T-Stücken aufgenommen werden, von denen 20.596 Messpunkte (85,4%) eine ausreichende Qualität (Abschätzung Maximalfehler) aufweisen und somit für die weiteren Auswertungen (siehe Kapitel 7.7) herangezogen wurden. Tabelle 16 zeigt einen Überblick über die variierten Messgrößen und die entsprechenden Messbereiche.

Insgesamt decken die in ParaSol durchgeführten experimentellen Untersuchungen zu zeta-Werten von T-Stücken den gesamten für die Solarthermie im Bereich Kollektoren und Kollektorfelder relevanten Bereich ab. Auch zeta-Werte, die im Bereich nicht-gemessener Randbedingungen liegen, sind auf Basis der Ergebnisse von ParaSol berechenbar. Die entsprechende Berechnungsmethode ist in Kapitel 7.7 detailliert beschrieben.

Tabelle 16: Überblick über die Messgrößen und Messbereiche, welche im Rahmen der experimentellen Untersuchungen zu zeta-Werten von T-Stücken variiert wurden.

Sammler (Außendurchmesser x Wandstärke)	18x0,7mm	22x0,8mm	28x1mm	42x1,4mm
Sammler (Innendurchmesser)	16,60mm	20,43mm	25,96mm	39,23mm
Absorber (Außendurchmesser x Wandstärke)	8x0,4mm			
Absorber (Innendurchmesser)	7,20mm			
Eindringtiefen Absorberrohr	13 Werte: von -3mm bis +9mm in 1mm-Schritten			
Reynoldszahlen common	etwa 15 Werte im Bereich von 250 bis 25.000 (je nach Messobjekt unterschiedliche Anzahl)			
Volumenstrom-Verhältnisse	10-19 Werte im Bereich von 0 bis 1 mit unterschiedlichen Schrittweiten			
Anzahl Messwerte	24.132 (gemessen) 20.596 (für die Auswertungen herangezogen)			

Grafische Darstellung ausgewählter Ergebnisse

Die zeta-Werte und Reynoldszahlen in allen nachfolgend gezeigten Abbildungen beziehen sich auf den common-Zweig mit Volumenstrom $\dot{V}_c$. Nachfolgend wird eine Auswahl exemplarischer Ergebnisse der durchgeführten Versuche gezeigt. Zeta-Wert-Funktionen aus der Referenz-Literatur Idelchik [12], Miller [20] und VDI-Wärmeatlas [22] sind zum Vergleich in den Darstellungen enthalten. Das gefüllte gelbe Dreieck-Symbol steht für das scharfkantige T-Stück mit Eindringtiefe 0 mm. Die Druckverlust-Beiwerte für Abzweig ($\zeta_{c,s}$) bzw. Durchgang ($\zeta_{c,st}$) sind jeweils über verschiedene Volumenstromverhältnisse zwischen Absorber- und Sammlerrohr ($\dot{V}_s/\dot{V}_c$) aufgetragen. Parallelverschoben dazu liegen die Ergebnisse für T-Stücke mit negativer bzw. positiver Eindringtiefe.

Neue Energien 2020 - 4. Ausschreibung

Klima- und Energiefonds des Bundes – Abwicklung durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft FFG

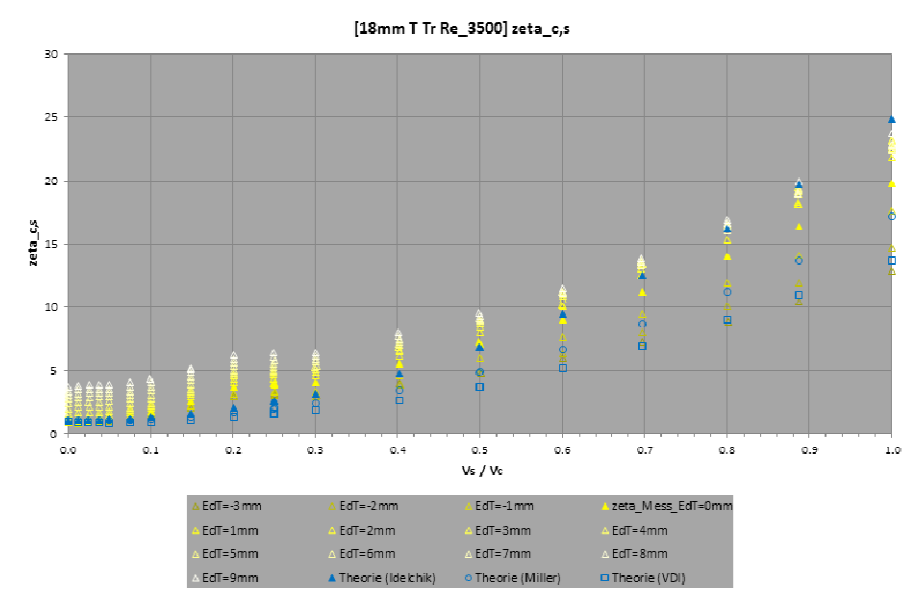


Abbildung 33: Druckverlust-Beiwerte des T-Stück-Abzweigs mit 18 mm Sammelrohr und 8 mm Absorberrohr in Abhängigkeit der Eindringtiefe und des Volumenstromverhältnisses für eine Stromtrennung bei Reynoldszahl $Re_d = 3500$.

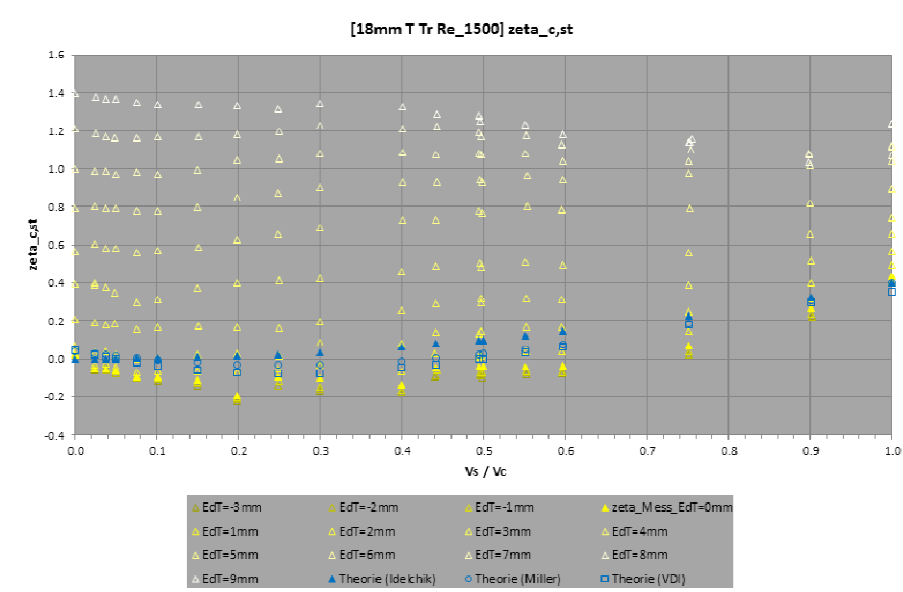
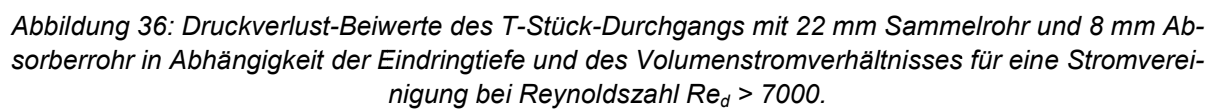
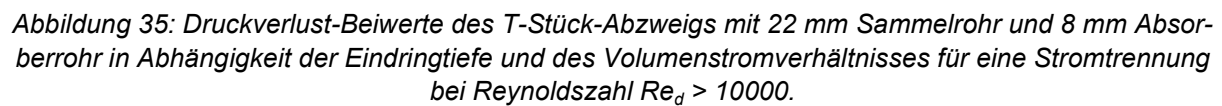


Abbildung 34: Druckverlust-Beiwerte des T-Stück-Durchgangs mit 18 mm Sammelrohr und 8 mm Absorberrohr in Abhängigkeit der Eindringtiefe und des Volumenstromverhältnisses für eine Stromtrennung bei Reynoldszahl $Re_d = 1500$.

Klima- und Energiefonds des Bundes – Abwicklung durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft FFG



Neue Energien 2020 - 4. Ausschreibung

Klima- und Energiefonds des Bundes – Abwicklung durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft FFG

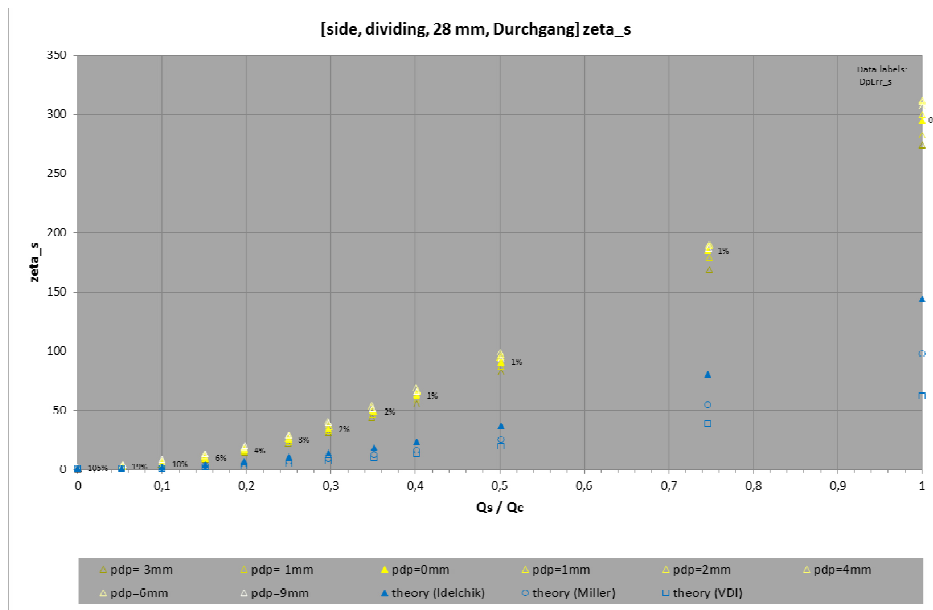


Abbildung 37: Druckverlust-Beiwerte des T-Stück-Abzweigs mit 28 mm Sammelrohr und 8 mm Absorberrohr in Abhängigkeit der Eindringtiefe und des Volumenstromverhältnisses für eine Stromtrennung bei Reynoldszahl $Re_d = 500$.

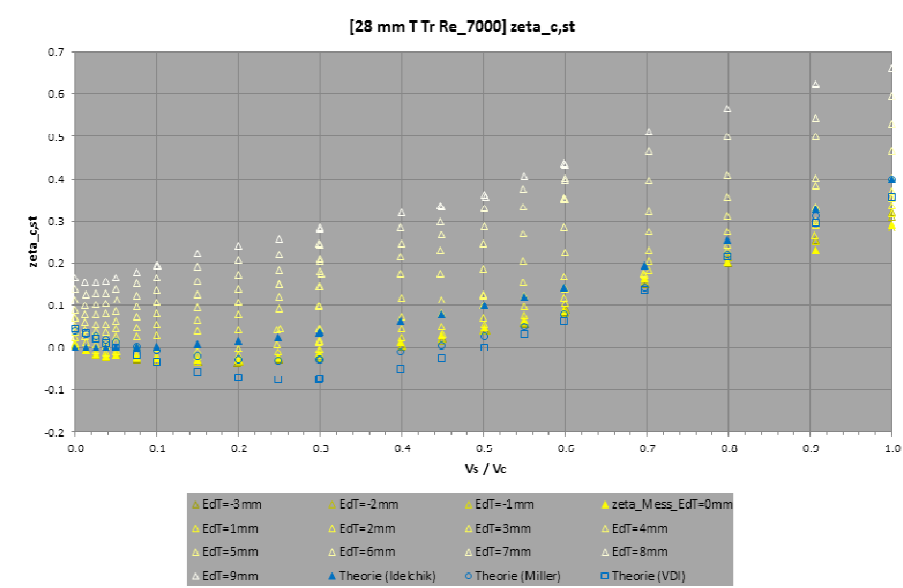


Abbildung 38: Druckverlust-Beiwerte des T-Stück-Durchgangs mit 28 mm Sammelrohr und 8 mm Absorberrohr in Abhängigkeit der Eindringtiefe und des Volumenstromverhältnisses für eine Stromtrennung bei Reynoldszahl $Re_d = 7000$.

Diskussion

- Bei einem Vergleich der geplotteten Druckverlustbeiwert-Verläufe, die theoretischen Modellen aus der Literatur (Idelchik [12], Miller [20], VDI-Wärmeatlas [22]) entnommen wurden, fällt auf, dass sich erhebliche Abweichungen im Bereich von bis rund 100% zeigen. Dabei sind die in ParaSol bei niedrigen Reynoldszahlen gemessenen zeta-Werte durchwegs höher als die zeta-Werte gem. Literatur. Dieser Effekt war zu erwarten, weist doch auch die Fachliteratur (z.B. Idelchik [12, Ch. 4]) auf die Vermutung hin, dass T-Stück zeta-Werte bei niedrigen Reynoldszahlen wohl höher sind als bei vollturbulenter Strömung. Während bisher unsichere Korrekturfaktoren für kleine zeta-Werte verwendet werden mussten, stehen mit ParaSol nun erstmals gesicherte Messwerte zur Verfügung.
- Messungen bei niedrigen Reynoldszahlen weisen somit durchgängig höhere zeta-Werte als die hier oben genannten theoretischen Modellen aus der Literatur auf (siehe z.B. Abbildung 37). Zu den zeta-Werten aus den genannten theoretischen Modellen aus der Literatur ist zu sagen, dass sämtliche dieser Modelle nur für vollturbulente Strömungen ($Re > 2 \cdot 10^5$) gelten, wie bereits in Kapitel 5.2.1 angemerkt.
- Bei allen Messreihen ist klar ein deutlicher Einfluss der Eindringtiefe auf die Druckverlust-Beiwerte erkennbar. Vor allem der Durchgangs-zeta-Wert hat eine große Abhängigkeit von der Eindringtiefe (vgl. Abbildung 34, Abbildung 36 und Abbildung 38).
- Je kleiner das Flächenverhältnis Absorber zu Sammler (A_s/A_c), desto weniger Auswirkung hat die Eindringtiefe auf den zeta-Wert des Abzweigs. Negative Eindringtiefen scheinen einen ähnlichen Effekt aufzuweisen, wie T-Stücke mit gerundeten Übergängen im Abzweigpunkt. Sie vermindern den zeta-Wert gegenüber einer scharfkantigen Abzweigstelle.
- Im Rahmen des Projekts ParaSol wurden auch Vergleiche mit zeta-Wert-Ergebnissen aus CFD-Berechnungen in Fluent mit der exakt gleichen Geometrie angestellt [55]. Die Ergebnisse dieses Vergleichs sind durchaus zufriedenstellend; eine detaillierte Beschreibung würde allerdings den Rahmen dieses Berichts sprengen.

7.7 Auswerte-Methoden zu den experimentellen zeta-Werten

Charakteristik der Aufgabenstellung

Wie im vorhergehenden Kapitel beschrieben, standen nach Abschluss der experimentellen Untersuchungen zu den zeta-Werten der T-Stücke 20.596 Einzelmesswerte zur Verfügung. Die Aufgabe war es nun, ein geeignetes mathematisches Modell zu finden, um auch zeta-Werte berechnen zu können, die nicht exakt den gemessenen Randbedingungen entsprechen. Nur mit Hilfe eines solchen Modells ist es möglich, die Erkenntnisse aus den zeta-Wert-Untersuchungen in die Berechnungsumgebung "Solar" [45] und damit in die hydraulisch-thermische Modellierung von Kollektoren und Kollektorfeldern einfließen zu lassen.

Die Suche nach einer geeigneten Auswerte-Methode zu den zeta-Werten gestaltete sich dabei durchaus herausfordernd. Schließlich ging es im Prinzip um ein Problem in einem 6-dimensionalen Raum, denn die zeta-Werte (entweder Durchgang oder Abzweig) sollten in Abhängigkeit folgender Variablen bzw. Randbedingungen berechnet werden können:

- Reynoldszahl (common-Zweig)
- Volumenstromverhältnis Absorber zu Sammler
- Eindringtiefe (Absorberrohr in Sammelrohr)
- Sammelrohr-Durchmesser
- Stromtrennung oder -vereinigung

Prinzipiell stehen in der Mathematik für die genannte Aufgabenstellung Interpolations- oder Fit-Methoden zur Verfügung. Hier sind grundsätzlich Fit-Methoden zu bevorzugen, da diese

- weniger zum Schwingen neigen (zwischen den gemessenen Stützstellen, sog. ringing-Effekt oder overfitting) neigen
- bis zu einem gewissen Grad Messfehler in den Daten glätten können (smoothing, Interpolationsmethoden haben diese Eigenschaft prinzipiell nicht).

Zahlreiche mathematische Methoden im Bereich Interpolation und Curve Fitting scheiden aus, weil das genannte Problem mehrdimensional ist in einer Dimension $n > 3$, während viele Methoden nur im 2- oder 3-dimensionalen Raum zur Verfügung stehen. Dadurch konnten etwa die sog. "scattered data interpolation" in MATLAB (basiert auf Voronoi-Triangulierungen) oder pchip (Piecewise Cubic Hermite Interpolating Polynomial) als Methoden nicht genutzt werden.

Zusätzlich erschwerend zur Mehrdimensionalität kommt als restriktive Voraussetzung dazu, dass die experimentellen Messungen auf einem irregulären Messgitter vorliegen, wie es für derartige, nicht vollfaktorielle Versuchsdesigns typisch ist. Für den Charakter der gegebenen Aufgabenstellung bedeutet das, dass die Stützstellen nicht in allen Dimensionen konstante Werte pro Dimension haben. Dadurch scheiden zahlreiche Methoden aus, die zwar in mehrdimensionalen Räumen mit $n > 3$, aber nur auf regulären Gittern funktionieren, wie etwa die sog. N-dimensional interpolation (table lookup) oder die Laplace-Interpolation.

Es verbleiben einige weitere vielversprechende mathematische Methoden im Bereich Curve Fitting, etwa Radial Basis Function Methoden / MARS, ABFC (adaptive basic function construction) oder Kriging. Diese Ansätze wurden in MATLAB implementiert und auf die gegebene Aufgabenstellung angewendet. Die Distanz- bzw. Gewichtsfunktionen oder Skalierungsfaktoren sind bei diesen Methoden empirisch zu bestimmen und in vielen Fällen, insbesondere bei höherdimensionalen Problemen, bekannterweise sehr schwierig zu finden.

Letztlich wurde auf Methoden aus dem Bereich des Maschinellen Lernens zurückgegriffen. Diese haben zwar den Nachteil, dass kein expliziter Zusammenhang in Form einer Fit-Funktion gewonnen werden kann, entsprechen jedoch dem Charakter der Aufgabenstellung sehr gut. Schließlich konnte die Aufgabenstellung mit Hilfe Künstlicher Neuronaler Netzwerke erfolgreich gelöst werden. Details hierzu sind nachfolgend detailliert beschrieben.

Künstliche Neuronale Netzwerke (KNN)

Im Bereich des Curve Fitting kann ein Künstliches Neuronales Netzwerk (KNN) prinzipiell jede nichtlineare Funktion abbilden, wenn das Netzwerk groß genug ist. Von dieser Eigenschaft ausgehend eignen sich daher KNN grundsätzlich für die genannte Aufgabenstellung. Allerdings ergeben sich bei KNN typischerweise zwei sehr praxisrelevante Probleme:

- Überanpassung des Kurvenfits an die Lerndaten
- schlechte Extrapolationseigenschaften

Ziele bei der Entwicklung der zeta-Wert Auswertemethode auf Basis KNN waren jedoch:

- Hohe Regressionskoeffizienten, d.h. gute Anpassung des Kurvenfits an die gelieferten Messdaten (Lerndaten). Niedrige Regressionskoeffizienten würden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen verfälschen.
- Unproblematisches overfitting-Verhalten, d.h. möglichst geringe Überanpassung des Kurvenfits an die Lerndaten
- Gute Extrapolationseigenschaften, da trotz des sehr weiten Messbereichs nicht ausgeschlossen werden kann, dass das KNN auch zeta-Werte liefern soll, die außerhalb der konvexen Hülle der Messdaten liegen.

Die Struktur der gewählten KNN und die Details bei der Berechnung der KNN-Parameter musste daher in MATLAB für die Erreichung der oben beschriebenen Ziele optimiert werden. Insgesamt wurden zur Auswertung der zeta-Werte aller T-Stücke 16 KNN entwickelt:

- je eines pro Sammelrohr-Durchmesser (18mm, 22mm, 28mm, 42mm)
- je eines für die Fälle Stromtrennung und -vereinigung
- je eines für die Fälle zeta-Wert Durchgang und zeta-Wert Abzweig

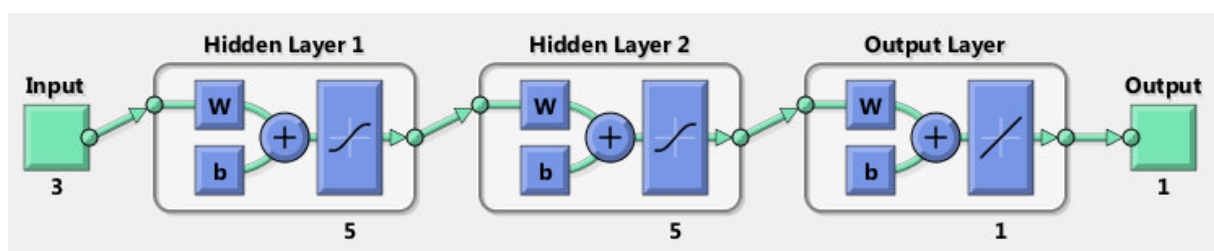


Abbildung 39: Topologie der für die Auswertung der zeta-Werte verwendeten KNN mit Multilayer-feedforward-Architektur mit Transfer-Funktionen. Besonderheit ist die Verwendung von 2 hidden layers mit jeweils nur 5 Knoten. Insgesamt wurden in ParaSol 16 solche KNN eingesetzt, um auf Basis der T-Stück-Messungen die zeta-Werte für beliebige Randbedingungen in Kollektoren und Kollektorfeldern berechenbar zu machen.

Die verwendeten KNN sind feed-forward Netzwerke mit backpropagation-Algorithmus. Der für das Netztraining verwendete Optimierungsalgorithmus ist der bekannte Levenberg-Marquardt-Algorithmus. Eine Besonderheit der in ParaSol verwendeten KNN ist, dass im Zuge der KNN-Trainings die sog. Bayes-Regularisierung angewendet wurde. Mit dieser Methode wird die statistische Signifikanz der Parameter aller Neuronen statistisch ausgewertet; nicht signifikante Neuronen werden aus dem Netz entfernt. Diese Vorgangsweise reduziert also die effektive Anzahl Parameter im KNN und trägt zur Netz-Stabilisierung bei, d.h. overfitting wird reduziert und die Extrapolations-Eigenschaften verbessert. Als Transfer-Funktionen in den Neuronen wurden, wie in MATLAB als Defaultwert eingestellt, die Funktion tansig bei den hidden layers und eine lineare Transfer-Funktion für den output layer eingesetzt (siehe auch Abbildung 39).

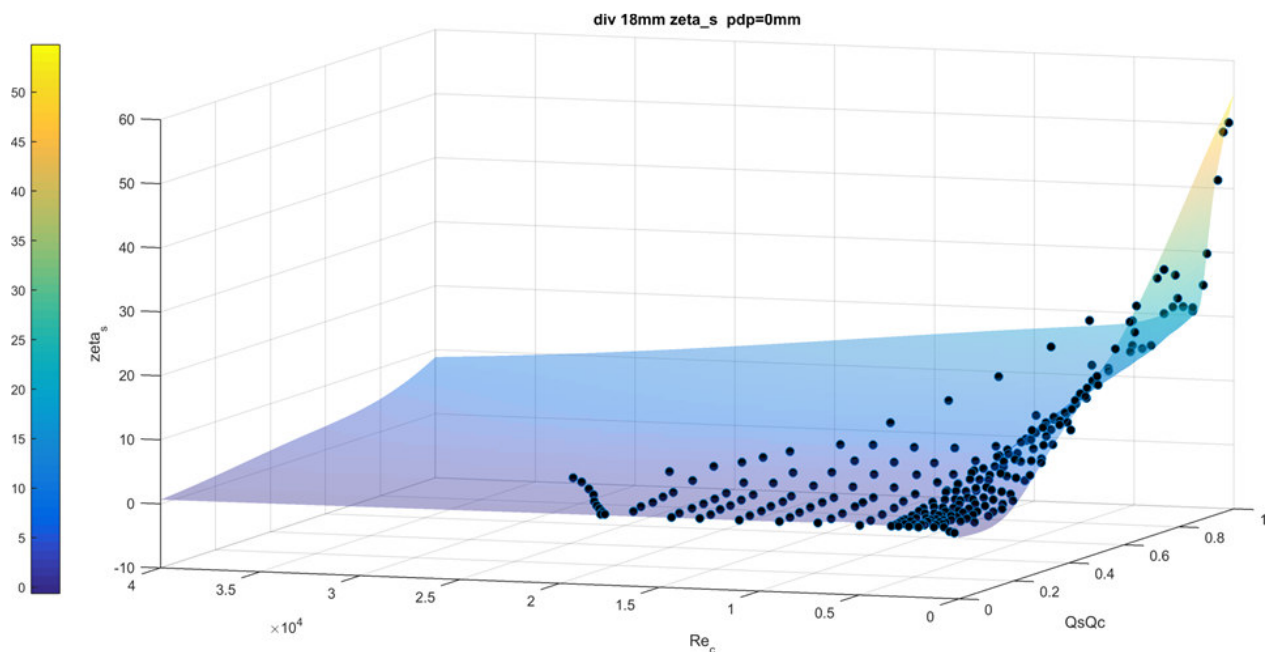


Abbildung 40: Messergebnisse für zeta-Werte im Vergleich zur Fläche, die durch das entsprechende Künstliche Neuronale Netz (KNN) berechnet wurde. Dargestellt ist der Fall Stromtrennung, zeta-Wert für Abzweig bei Eindringtiefe 0mm. Die zeta-Werte sind über Reynoldszahl und Volumenstromverhältnis aufgetragen. Klar zu erkennen ist der deutliche Anstieg der zeta-Werte mit der Reynoldszahl und dem Volumenstrom-Verhältnis, wie in Kapitel 7.6.2 beschrieben.

Tabelle 17: Variablen, die letztlich für die Berechnung der KNN in ParaSol ausgewählt wurden

Typ	Variable	Beschreibung
Input	Re_c	Summen-Reynoldszahl im Sammelrohr
Input	Q_s/Q_c	Volumenstromverhältnis: abzweigender zu gesamter Volumenstrom
Input	pdp_{rel}	relative Eindringtiefe: absolute Eindringtiefe dividiert durch Sammelrohr-Innendurchmesser
Output	ζ	zeta-Wert für Abzweig oder Durchgang

Als Input- bzw. Output-Variablen für jedes der 16 Netzwerke wurden die in Tabelle 17 dargestellten Variablen gewählt. Von zentraler Bedeutung bei der Auswahl der Variablen für das KNN ist selbstverständlich die Voraussetzung, dass alle Variablen, die für die Berechnung des KNN verwendet werden, auch im Zuge der hydraulischen Berechnung eines Kollektors oder Kollektorfelds a priori bekannt sein müssen. Es wurden ebenso auch andere Variablen-Kombinationen getestet, jedoch auf Grund der schlechteren Regularisierungs-Eigenschaften (stärkeres overfitting) wieder verworfen. Das Verhalten der KNN bei der Anpassung an die experimentellen zeta-Werte ist an Hand eines Beispiels in Abbildung 40 dargestellt.

Werden zeta-Werte für andere Durchmesser-Kombinationen (Sammler-Absorber-Durchmesser) als die vier in ParaSol untersuchten Kombinationen benötigt, dann ist die Vorgangsweise zur Berechnung der zeta-Werte wie folgt: für jeden der in ParaSol untersuchten Rohrdurchmesser wird mit Hilfe des jeweiligen KNN der entsprechende zeta-Wert berechnet. Man erhält daraus also vier zeta-Werte. Diese vier zeta-Werte werden über das Verhältnis der in ParaSol untersuchten Querschnittsflächen Absorber zu Sammler interpoliert. Dabei wird als Interpolationsmethode eine sog. pchip-Interpolation (Piecewise Cubic Hermite Interpolating Polynomial) verwendet, da diese gute Eigenschaften hinsichtlich Strukturerhaltung, Glättung und Extrapolation aufweist (siehe Abbildung 41). Die in ParaSol untersuchten Durchmesser-Kombinationen spannen einen sehr weiten Bereich, der von Kleinkollektoren bis hin zu noch nicht am Markt üblichen Großflächen-Kollektoren mit sehr großen Sammlerdurchmessern. Die hier beschriebene Vorgangsweise bzgl. Interpolation ermöglicht es, zeta-Werte auch für Durchmesser-Kombinationen berechenbar zu machen, die leicht außerhalb der in ParaSol untersuchten Werte liegen.

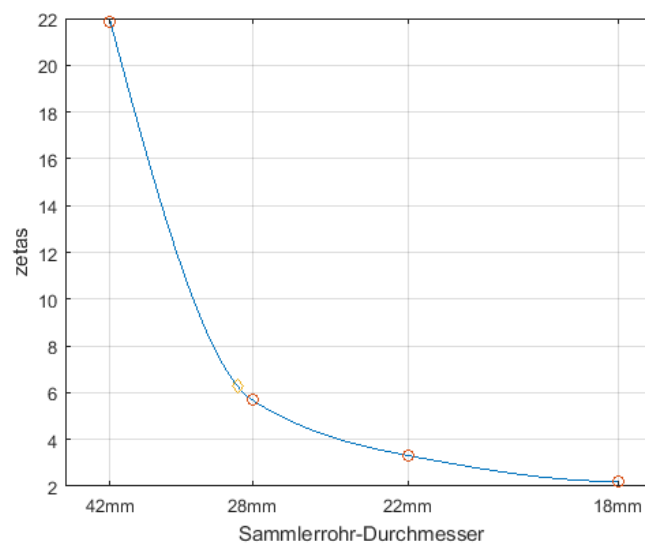


Abbildung 41: Wird ein zeta-Wert für eine andere Durchmesser-Kombination (Sammler-Absorber-Durchmesser) als die vier in ParaSol untersuchten Kombinationen benötigt, dann wird der gesuchte zeta-Wert interpoliert über das Verhältnis der Querschnittsflächen Absorber zu Sammler. Die dabei verwendete Interpolationsmethode ist die pchip-Interpolation.

Wichtig für gute Generalisierungs-Eigenschaften eines KNN ist eine ausreichende Anzahl Messpunkte, an denen das KNN lernen, d.h. die Parameter der Neuronen trainieren kann. Für die in ParaSol gewählte Netzarchitektur mit 2 hidden layers und insgesamt 10 Neuronen (Abbildung 39) kann als Größenordnung die Zahl 100 als Mindestanzahl Punkte betrachtet werden. Tabelle 18 zeigt für jedes der 16 KNN die Anzahl Messpunkte, die als Inputs für das Training des KNN herangezogen wurden. Daraus ist ersichtlich, dass die Mindestanzahl von 100 Punkten für alle Netze deutlich überschritten wird.

Die Messdaten wurden, wie für KNN-Berechnungen, üblich, in 3 Teilmengen aufgeteilt:

- die Trainings-Daten, welche zur Berechnung der Netzwerk-Parameter (Eigenschaften der Neuronen) verwendet wurden
- die Validierungs-Daten, welche im Zuge der Optimierung gemonitort wurden, um Überanpassung der Netzwerk-Parameter an die Trainings-Daten zu vermeiden. Die Optimierung endet beim Erreichen optimaler Eigenschaften der Validierungs-Daten.
- die Test-Daten, die nicht zur Berechnung des KNN verwendet wurden, sondern dem Vergleich verschiedener Netze dienen.

Tabelle 18: Anzahl Messpunkte, die jeweils zur Berechnung der 16 KNN herangezogen wurden.

KNN #	Stromtrennung / -vereinigung	Durchmesser Sammlerrohr	Abzweig / Durchgang	Anzahl Messpunkte		
				gültige	ungültige	% ungültige
1	Trennung	18mm	Abzweig	2.132	12	0,6%
2	Trennung	18mm	Durchgang	1.657	487	22,7%
3	Trennung	22mm	Abzweig	1.298	21	1,6%
4	Trennung	22mm	Durchgang	986	333	25,2%
5	Trennung	28mm	Abzweig	1795	90	4,8%
6	Trennung	28mm	Durchgang	1163	722	38,3%
7	Trennung	42mm	Abzweig	862	87	9,2%
8	Trennung	42mm	Durchgang	636	313	33,0%
9	Vereinigung	18mm	Abzweig	996	476	32,3%
10	Vereinigung	18mm	Durchgang	1461	11	0,7%
11	Vereinigung	22mm	Abzweig	1531	15	1,0%
12	Vereinigung	22mm	Durchgang	1273	273	17,7%
13	Vereinigung	28mm	Abzweig	1440	100	6,5%
14	Vereinigung	28mm	Durchgang	1293	247	16,0%
15	Vereinigung	42mm	Abzweig	1112	99	8,2%
16	Vereinigung	42mm	Durchgang	961	250	20,6%
gesamt				20.596	3.536	14,7%

Nutzung der KNN in Excel VBA

Die in ParaSol experimentell ermittelten zeta-Werte von T-Stücken wurden, wie hier beschrieben, in MATLAB mit Hilfe von 16 Künstlichen Neuronalen Netzwerken (KNN) modelliert. Damit können die zeta-Werte von T-Stücken für praktisch beliebige Randbedingungen ausgewertet werden. Es stellte sich die Frage, wie diese zeta-Wert-Modellierung in die Berechnungsumgebung "Solar" [45], welche auf Excel VBA basiert, zur Verfügung gestellt werden kann. Um MATLAB und Excel zu verknüpfen, wurden in MATLAB alle 16 KNN in eine dll-Datei kompiliert, die über Excel VBA aufgerufen werden kann. Für die Verwendung dieser zeta-Wert-dll ist dabei keine MATLAB-Lizenz notwendig: für die Verwendung der dll-Datei ist nur die sog. MCR (MATLAB Compiler Runtime) [56] notwendig, welche die Fa. MathWorks (Entwickler von MATLAB) kostenfrei zur Verfügung stellt. Damit konnten die Erkenntnisse aus den experimentellen zeta-Wert-Untersuchungen ohne weitere Lizenzgebühren vollinhaltlich in die Berechnungsumgebung "Solar" [45] bzw. in jedes andere Excel-Programm integriert werden.

8 Modellvalidierung

Wie in den Kapiteln 6 und 7 ausführlich beschrieben, hat AEE INTEC im Rahmen des vorliegenden Projekts "ParaSol" ein Berechnungsmodell für solarthermische Kollektoren und Kollektorfelder [45] maßgeblich weiterentwickelt. Die wichtigsten Eigenschaften dieses Berechnungswerkzeugs sind:

- detaillierte theoretische Berechnung des Wirkungsgrads von Solarkollektoren
- statische Simulation von Kollektoren und Kollektorfeldern in einem sehr genauen thermisch-hydraulisch gekoppelten Modell
- Flexibilität für die Implementierung neuer Erkenntnisse, wie etwa die "charakteristischen Kennzahlen", die in Kapitel 9.1 im Detail vorgestellt werden.
- In das Berechnungswerkzeug fließen auch die im Labor der AEE INTEC durchgeführten T-Stück-Messungen ein, die in Kapitel 7 ausführlich beschrieben wurden.

Im vorliegenden Kapitel geht es nun um die Validierung des genannten Berechnungstools, der Berechnungsumgebung "Solar" [45]. Die Validierung erfolgte in drei Schritten:

- im Labor der AEE INTEC, an Hand detaillierter Untersuchungen an speziell gefertigten Rohrregistern. Siehe hierzu Kapitel 8.1.
- durch Vergleich mit Messungen speziell verschalteter Harfen, die durch den Projektpartner GREENoneTEC durchgeführt wurden. Siehe hierzu Kapitel 8.2.
- durch detaillierte Messungen in einer Feldanlage: hier wurde eine solarthermische Großanlage in Graz mit $362 \text{ m}^2_{\text{gr}}$ Kollektorfläche detailliert vermessen. Die Ergebnisse hierzu sind in Kapitel 8.3 genauer beschrieben.

8.1 Messtechnische Untersuchungen an Rohrregistern

8.1.1 Geometrie der Rohrregister

Ziel der Versuche ist es, Strömungsverteilung und Druckverluste in Harfen-Rohrregistern bei unterschiedlichen Eindringtiefen der Absorberrohre (Registerrohre) in das Sammelrohr messtechnisch zu bestimmen. Projektpartner GREENoneTEC hat zum Zwecke der Messungen spezielle Harfenrohrregister mit folgenden geometrischen Angaben gefertigt:

Tabelle 19: Grundsätzliche Geometrie der Rohrregister

Sammlerrohrdurchmesser (außen/innen)	18/16,6 mm
Absorberrohrdurchmesser (außen/innen)	8/7,2 mm
Anzahl der parallelen Absorberrohre	16 Stk.
Abstand zwischen den Sammelrohren	1,182 m
Rohrteilung (Streifenbreite)	96 mm
Freie Rohrlänge (Überstand) zum Anschluss	310 mm

Die Auswahl erfolgte basierend auf Vorausberechnung der Strömungsverteilung bei Eindringtiefe = 0 mm. Um den Effekt der Eindringtiefe auf die Strömungsverteilung feststellen zu können, wurden die Eindringtiefen der Absorberrohre in das Sammelrohr gezielt verändert. Ein Beispiel mit Bezeichnung, Anschlussmöglichkeiten und Eindringtiefenmuster zeigt Abbildung 42.

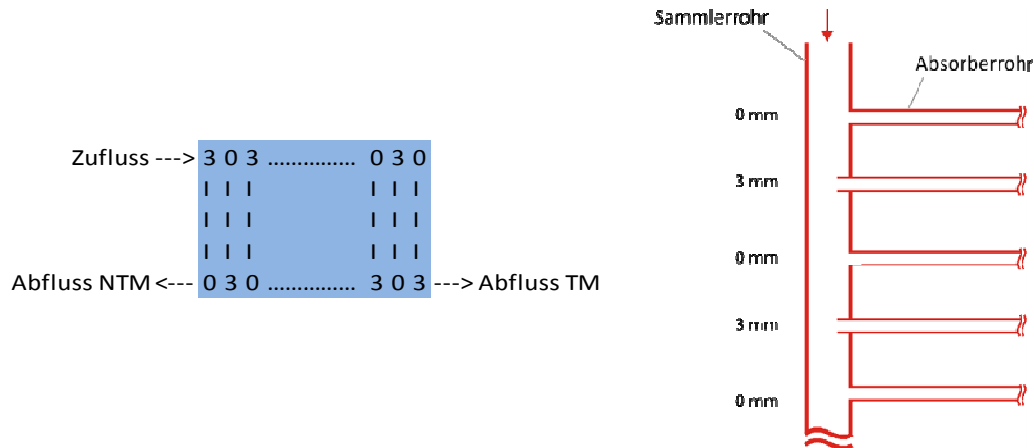


Abbildung 42: Links: Beispiel eines horizontalen Harfenregisters mit abwechselnd 3 mm und 0 mm Eindringtiefe der Registerrohre in das Sammelrohr. Bezeichnung der Rohrregister (RL-RL-RL_VL-VL-VL) und Festlegung der Anschlussbelegung: TM...Tichelmann- od. Z-Anschluss und NTM...Nicht-Tichelmann od. U-Anschluss. 3...3 mm Eindringtiefe. Rechts: Ausschnitt eines 0-3-0_3-0-3-3 Registers.

8.1.2 Fertigung der Rohrregister

Es wurden vier Harfenregister vom Projektpartner GREENoneTEC nach obigen Vorgaben angefertigt. Die wichtigsten Fertigungsschritte sind in Abbildung 43 dargestellt.

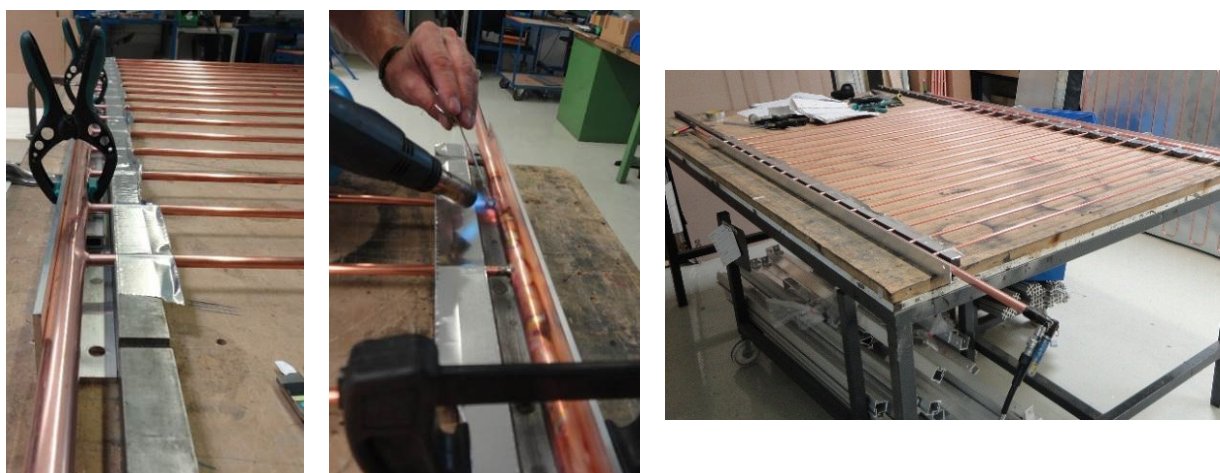


Abbildung 43: Rohrregisterbau in Schritten (v.l.n.r.): Einlegen und Fixierung der Absorberrohre und des Sammelrohrs bei definierten Eindringtiefen, Verlöten der T-Stück-Verbindungen, Dichtheitsprobe mit Luftdruck am fertigen Register.

Zunächst werden die Absorberrohre in Registerprofilschienen mit Ausnehmungen im Abstand von 96 mm zueinander eingelegt. Der Abstand dieser Profile wird vorher genau vermessen und eingestellt, damit der Abstand zwischen den Sammelrohren genau 1,182 m entspricht. Danach erfolgt die genaue Ausrichtung der Registerrohre (Absorberrohre) für die gewünschte Eindringtiefe (0 mm bzw. 3 mm). Nach Fixierung der Registerrohre wird das gestanzte Sammelrohr aufgesetzt. Die Position des Sammelrohrs wird über eine Anschlagleiste, die den Abstand Sammelrohr zur Registerprofilschiene definiert, eingestellt und ebenfalls mit Klammern fixiert. Jede T-Stück-Verbindung wird nun sorgfältig verlötet. Im Anschluss an das Verlöten folgt noch die Dichtheitsprobe des Registers.

8.1.3 Versuchsaufbau und Messung

Die Rohrregister für die Strömungsverteilungsmessung werden über den T-Stück-Prüfstand gespeist (siehe Abbildung 44). Die Temperatur, der Druckverlust über das gesamte Register und der Gesamtdurchfluss werden über in Kapitel 7.3 beschriebene Messeinrichtungen aufgezeichnet.

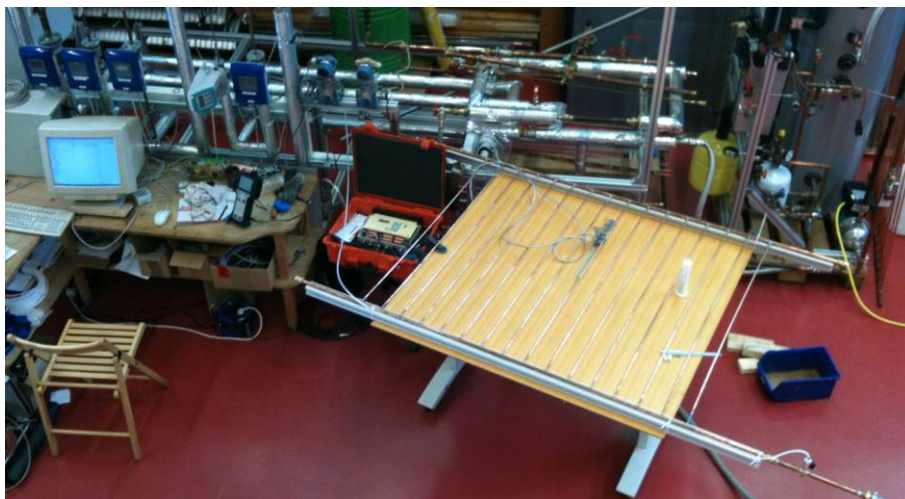


Abbildung 44: Versuchsaufbau Rohregisttermessungen. Links hinten: Sensorik (Volumenstrom, Differenzdruck); Rechts vorne: Register mit Rohranschlüssen und clamp-on Durchflusssensor; rechts hinten: Speicher mit Umwälzpumpe;

Der Volumenstrom in jedem Registerrohr wird über einen clamp-on Ultraschallsensor in drei Durchgängen gemessen. Danach erfolgt eine Mittelwertbildung um die montagebedingten systematischen Messfehler möglichst klein zu halten. Das Messprinzip ist die indirekte Messung der Durchflussgeschwindigkeit über Ultraschalllaufzeitmessung und Reflexion der Ultraschallwellen an der gegenüberliegenden Rohrwand. Abbildung 45 zeigt die Sensorpositionierung und die Signalpegeleinstellung. Alle nachfolgend beschriebenen Messergebnisse sind mit Wasser bei möglichst konstant gehaltener Umgebungs- bzw. Raumtemperatur durchgeführt worden.



Abbildung 45: Volumenstrommessung in jedem einzelnen Absorberrohr des Rohrregisters. Das Prinzip beruht auf Ultraschalllaufzeitmessung. Links, Mitte: Einstellung des Abstands der Ultraschallsensoren und Fixierung über Federbänder an der Messstelle; Rechts: Signalpegelüberprüfung;

8.1.4 Messmatrix

Eine Übersicht über die Messreihen ist in Tabelle 20 dargestellt. Es wurden vier unterschiedliche Rohrregister angefertigt.

Tabelle 20: Messmatrix mit Angabe des Gesamtmassenstroms (kg/h) und der Verschaltungsart (TM...Tichelmann, NTM...Nicht-Tichelmann) für die Strömungsverteilungsmessung an Harfen-Rohrregistern.

TM	Durchfluss	kg/h	kg/h	kg/h
Register		800	400	200
R1	0-0-0_0-0-0	x	x	x
R2	3-3-3_3-3-3	x	x	x
R3	0-0-0_3-3-3	x	x	x
R4	3-3-3_0-0-0	x	x	x
R5	0-3-0_3-0-3	x	x	x

NTM	Durchfluss	kg/h	kg/h	kg/h
Register		800	400	200
R6	0-0-0_0-0-0	x	x	x
R7	3-3-3_3-3-3	x	x	x
R8	0-3-0_3-0-3	x	x	x

Mit Art der Verschaltung und in unterschiedlicher Kombination ergeben sich acht Registermessungen (R1 bis R8) bei je drei Massenströmen. Die Wahl der Massenströme von 200, 400 und 800 kg/h entspricht der Messvorgabe, dass die Reynoldszahlen in den Rohrregistern den Bereich laminar, turbulent sowie den laminar-turbulenten Übergangsbereich abdecken.

8.1.5 Ergebnisse

Stellvertretend für das Messprogramm wird hier im Ergebnisteil die Messreihe für den Volumenstrom 800 l/h dargestellt. Die normierten Kennlinien in den Diagrammen sind wegen besserer Vergleichbarkeit auf den Mittelwert aller Volumenströme in den Registerrohren bezogen.

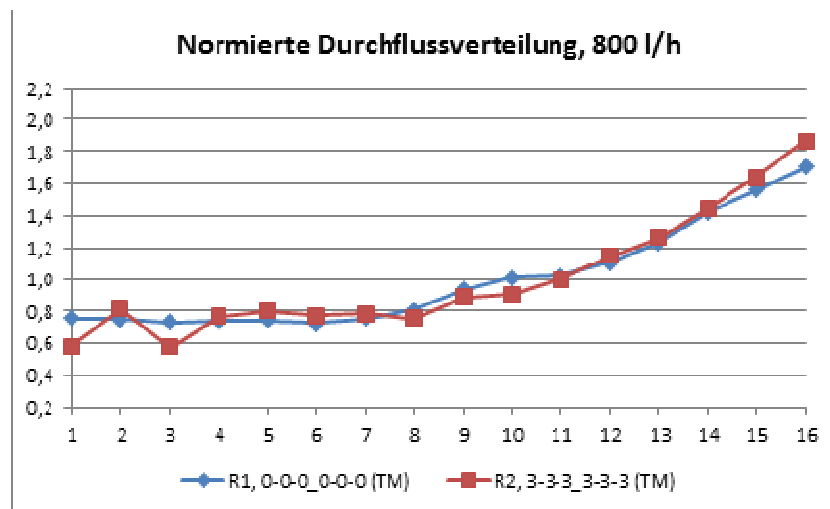


Abbildung 46: Die normierte Durchflussverteilung bei Tichelmann-Verschaltung im Vergleich R1 und R2 bei 800 l/h zeigt bei kleinen Durchflüssen zu Beginn mehr Abweichung voneinander. Ab Rohr 4 sind die Volumenströme ähnlich mit denen im Rohrregister mit Eindringtiefe 0 mm.

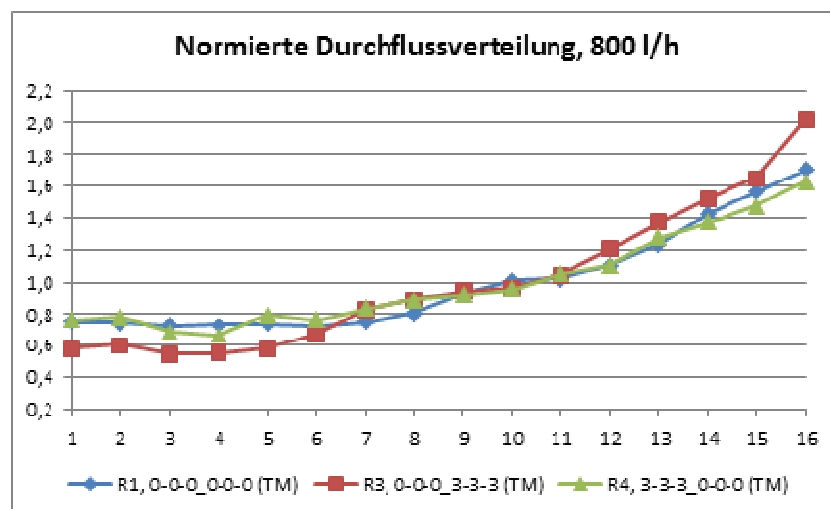


Abbildung 47: Die normierten Durchflussverteilungen zwischen R1, R3 und R4 weichen nicht so deutlich ab wie bei anderen Eindringtiefenkombinationen.

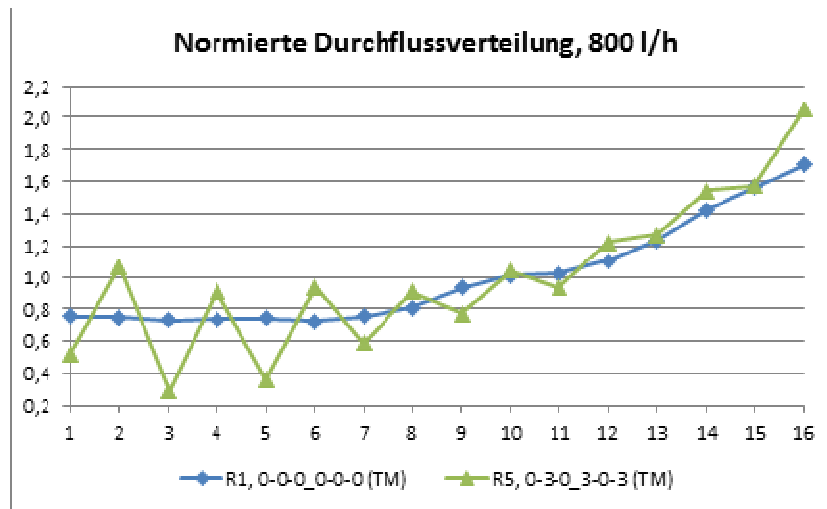


Abbildung 48: Die normierte Durchflussverteilung zwischen R1 und R5 bei Tichelmannverschaltung zeigt erhebliche Abweichungen der Durchflüsse in den einzelnen Registerrohren zueinander. Das Muster mit abwechselnder Eindringtiefe 0 mm mit 3 mm ist eindeutig erkennbar.

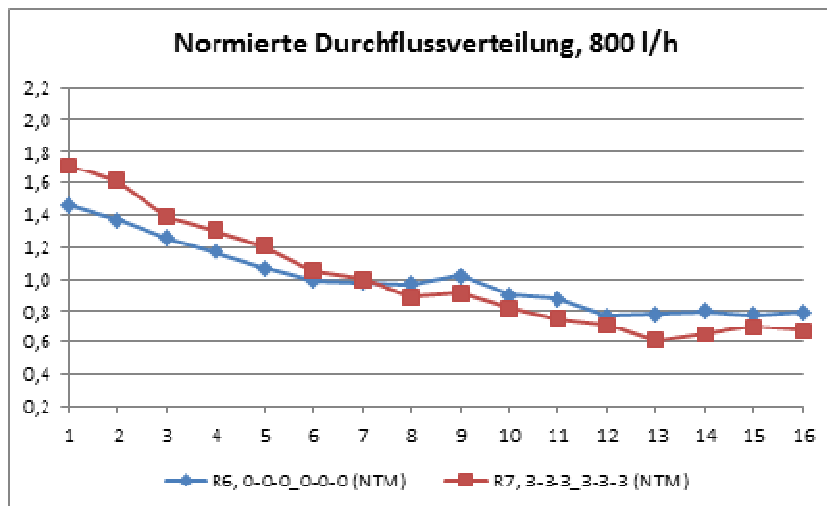


Abbildung 49: Bei einer Nicht-Tichelmann-Verschaltung von R6 und R7 dreht sich die Strömungsverteilung im 3 mm Register im Vergleich zum Register mit Eindringtiefe 0 mm ab dem siebten Registerrohr um.

Neue Energien 2020 - 4. Ausschreibung

Klima- und Energiefonds des Bundes – Abwicklung durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft FFG

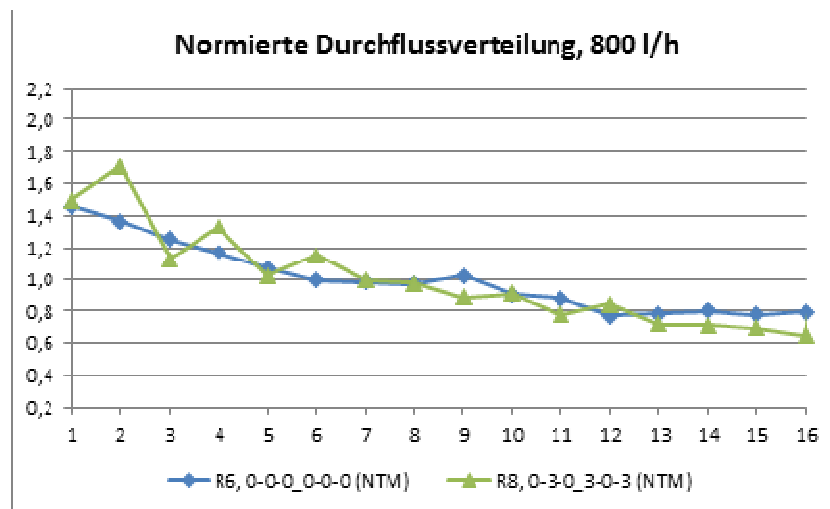


Abbildung 50: Die normierte Durchflussverteilung bei der Nicht-Tichelmann-Verschaltung von R6 und R8 zeigt deutliche Abweichungen. Es zeichnet sich das 0-3-0_3-0-3 Muster in der Strömungsverteilung eindeutig ab.

Die beiden folgenden Diagramme zeigen die angenäherten Druckverlustkurven für die Volumenströme von 200 l/h, 400 l/h und 800 l/h bei Tichelmann-Verschaltung und für Nicht-Tichelmann-Verschaltung.

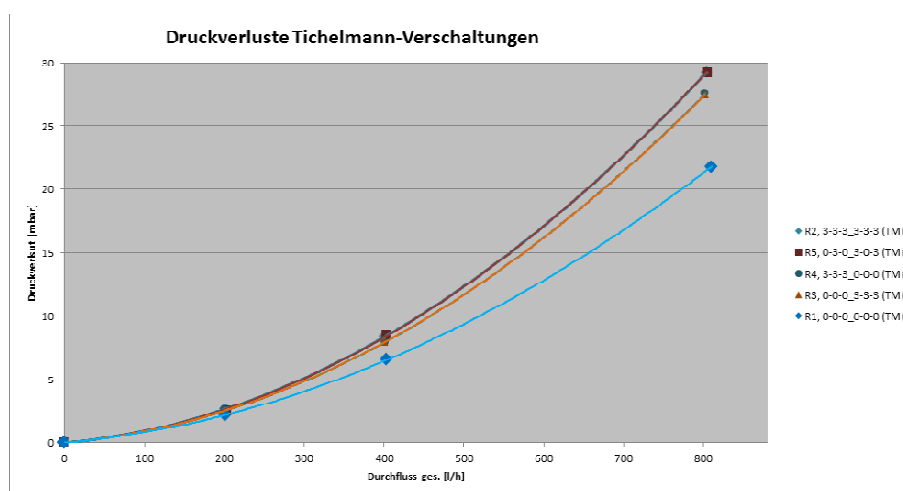


Abbildung 51: Druckverlustkennlinie bei Tichelmann-Verschaltung angenähert für die Volumenströme von 200 l/h, 400 l/h und 800 l/h für die Rohrregister R1 bis R5.

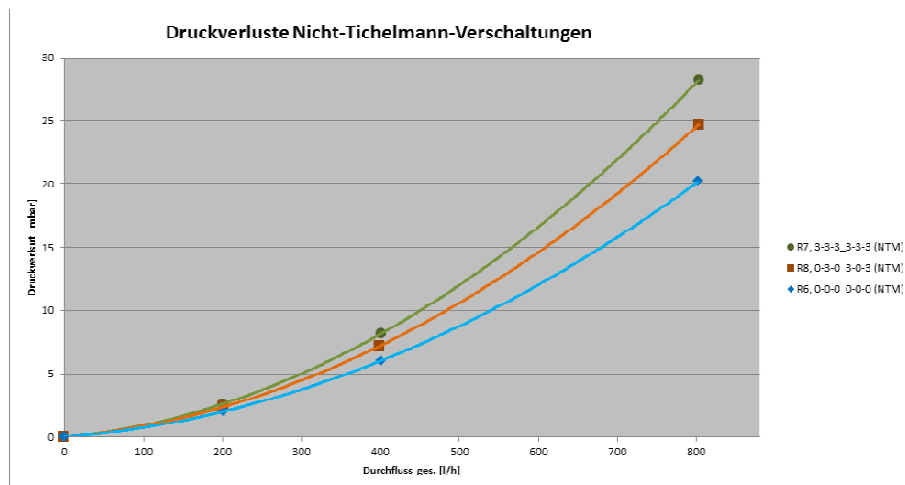


Abbildung 52: Druckverlustkennlinie bei Nicht-Tichelmann-Verschaltung angenähert für die Volumenströme von 200 l/h, 400 l/h und 800 l/h für die Rohrregister R6, R7 und R8.

8.1.6 Diskussion

In Abbildung 53 werden Messungen und Berechnungsergebnisse für das Rohrregister R5 bei einem Massenstrom von 200 kg/h gegenübergestellt. Der Vergleich zeigt die Ergebnisse verschiedener Modelle für Rohrreibungszahlen und zeta-Werte der T-Stücke. Hier ist klar ersichtlich, dass nur das in ParaSol entwickelte Modell (blaue Kurve) die Messung hinreichend gut nachbildet. Die anderen Modelle, die prinzipiell keine Abhängigkeit der zeta-Werte von Absorberrohr-Eindringtiefen kennen, schneiden den aus den wechselnden Eindringtiefen resultierenden Zick-Zack-Verlauf erwartungsgemäß ab.

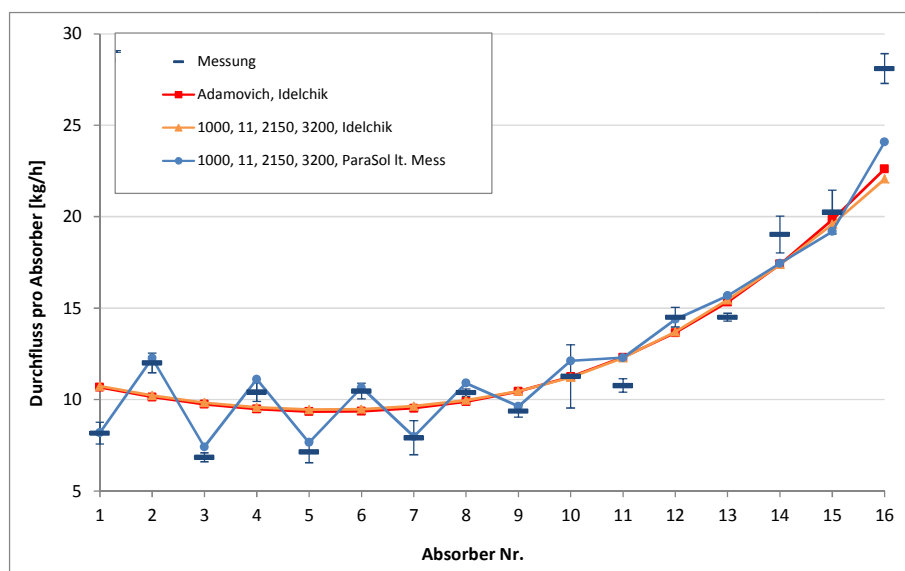


Abbildung 53: Vergleich der berechneten und der gemessenen Durchflussverteilung im Rohrregister R5 (Eindringtiefen 0-3-0-3_0-3-0-3) für den Massenstrom 200 kg/h. Die Berechnung wurde mit dem in ParaSol entwickelten zeta-Wert-Modell für 3 mm Eindringtiefe durchgeführt.

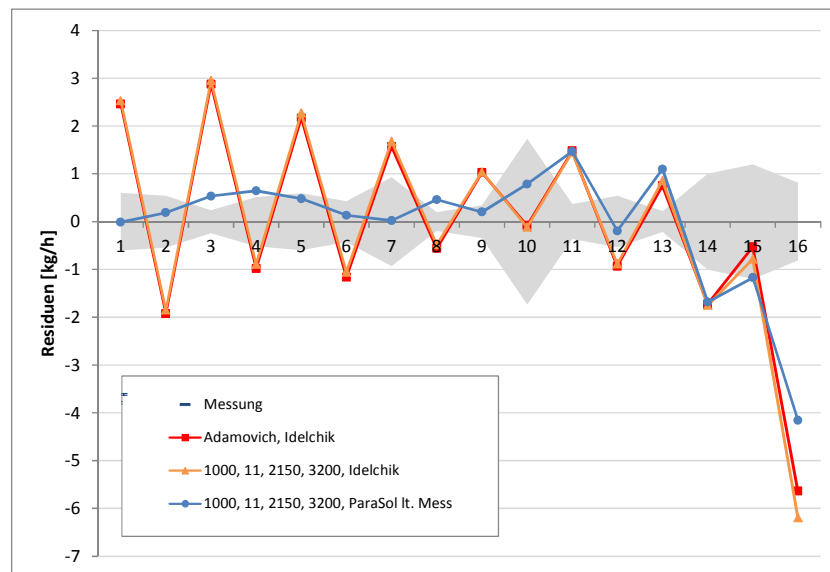


Abbildung 54: Gegenüberstellung der Residuen der verschiedenen Modelle mit den Standardabweichungen aus den Messungen (berechnet aus je 3 Messungen für jedes der 16 Absorberrohre). Es wird klar ersichtlich, dass nur das im vorliegenden Projekt entwickelte Modell (blaue Kurve) bei den meisten Messpunkten innerhalb der Messtoleranz bleibt.

8.2 Validierung Rohrregister "GREENoneTEC"

In einem ersten Validierungs-Schritt wurden die Erkenntnisse aus ParaSol, wie sie in der Berechnungsumgebung "Solar" [45] implementiert wurden, an Hand einer Labor-Konfiguration validiert. Projektpartner GREENoneTEC erstellte eine typische Verschaltung kleiner Harfenkollektoren (siehe Abbildung 56), wie sie auch in der Praxis zum Einsatz kommt. Die Volumenströme der 40 einzelnen Absorberröhrchen wurden von GREENoneTEC mit clamp-on Ultraschallsensoren vermessen; zum Aufbau siehe Abbildung 55.

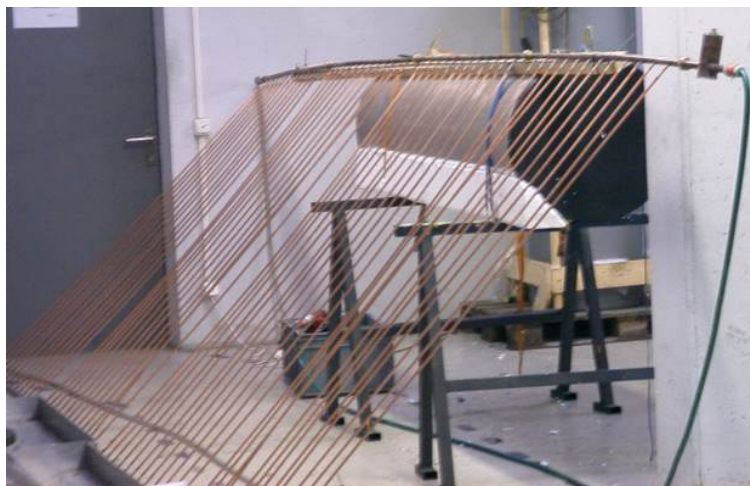


Abbildung 55: Verschaltung der Rohrregister im Labor von GREENoneTEC, wo die Volumenströme der einzelnen Absorberröhrchen gemessen wurden.

Tabelle 21: Informationen zu Verschaltung und Betrieb der Rohrregister

Sammler- und Absorber-Dimension	18x0,7 8x0,4
Anzahl Register, Anzahl Absorber	4 Register, 40 Absorberrohre
Betriebsbedingungen	580 l/h, Wasser 20°C, 45° Aufständigung, 3 bar

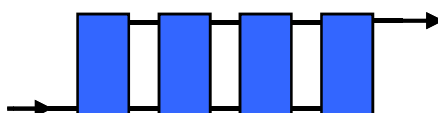


Abbildung 56: Verschaltung kleiner Harfenkollektoren wie in Abbildung 55 gezeigt.

Während über die Genauigkeit dieser Messungen keine Aussage gemacht werden kann, ist der tendenzielle Verlauf klar erkennbar: Das Volumenstromverhältnis zwischen Absorberröhrchen mit maximalen zu minimalem Volumenstrom beträgt ca. 1:10, was ein sehr schlechtes Durchströmungsverhalten bedeutet. Die entsprechende VDI-Richtlinie VDI 6002 [3] empfiehlt ein maximales Verhältnis von 1:1,2.

Die entsprechende Verschaltung wurde in der Berechnungsumgebung "Solar" [45] nachgebildet; die Berechnungsergebnisse sind in Abbildung 57 dargestellt. Hier ist deutlich erkennbar, dass der prinzipielle Verlauf gut nachgebildet wird. Weiters ist ersichtlich, dass die Ergebnisse aus dem gegenständlichen Projekt ParaSol zu einer deutlichen Verbesserung führen: Während der Ansatz nach Idelchik [12], also die bisher beste verfügbare Quelle, ein Volumenstromverhältnis von 1:5 ergibt, führt die Verwendung der zeta-Werte aus ParaSol zu einer wesentlich besseren Nachbildung der Messergebnisse.

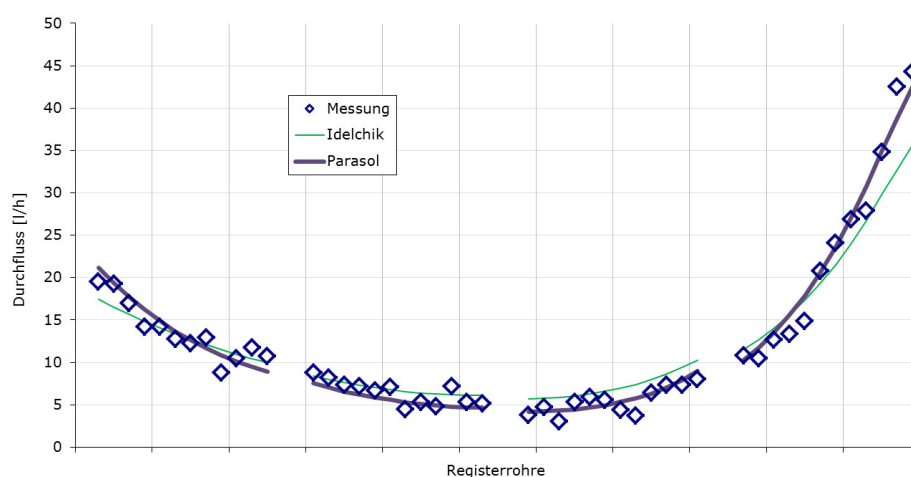


Abbildung 57: Vergleich der Messergebnisse der Volumenströme (Rhomben) mit berechneten Werten aus der Berechnungsumgebung "Solar" [45]: dünne Linie: zeta-Werte T-Stücke nach Idelchik [12], dicke Linie: zeta-Werte T-Stücke nach ParaSol

8.3 Validierung Anlage "Elisabethinen"

Die im vorliegenden Projekt "ParaSol" maßgeblich weiterentwickelte Berechnungsumgebung "Solar" [45] wurde bereits durch Messungen an Rohrregistern validiert, wie in Kapitel 8.1 und 8.2 beschrieben. Der nächste Schritt der Validierung wurde an einer solarthermischen Großanlage in Graz durchgeführt. Diese Solaranlage wurde vom Projektpartner Sonnenkraft geplant und verwendet Sonnenkollektoren des Projektpartners GREENoneTEC.

Die Anlage hat $360 \text{ m}^2_{\text{gr}}$ Bruttokollektorfläche, angeordnet in 8 Kollektorreihen, die zentral angespeist werden (siehe Abbildung 59). Je 4 Kollektorreihen liegen links und rechts der Anspeisung und sind nach Nicht-Tichelmann verschaltet (U-Verschaltung). Dabei sind die links und rechts liegenden Reihen nicht gleich groß (je 4 Kollektoren rechts, 5 Kollektoren links der Anspeisung). Zum Einsatz kommen Mäander-Großflächenkollektoren von GREENoneTEC mit einer Bruttofläche von $10 \text{ m}^2_{\text{gr}}$ und 4 Mäandern pro Kollektor.

Zum Messkonzept (siehe Abbildung 60 und Abbildung 63): Durch die enge Zusammenarbeit zwischen den Projektpartnern AEE INTEC, Sonnenkraft und GREENoneTEC konnte eine spezielle messtechnische Ausrüstung der Anlage erreicht werden: In einem Teil der Anlage (farblich markierte Reihen) wurden spezielle Kollektoren eingesetzt, bei denen Rück- und Vorlauftemperaturen innerhalb des Kollektorgehäuses, direkt am Absorberrohr, gemessen werden. Dies erlaubt eine detaillierte Auswertung der Strömungsverteilung in den Kollektorreihen. Weiters wurden in jeder der 8 Reihen Volumenstrom und Vorlauftemperatur gemessen (siehe Abbildung 63), sowie Druckverluste in den farblich markierten Reihen.



Abbildung 58: Ansicht des Kollektorfelds der Anlage "Elisabethinen". Zu erkennen ist die zentrale Anspeisung mit ungleicher Anzahl Kollektoren auf beiden Seiten.

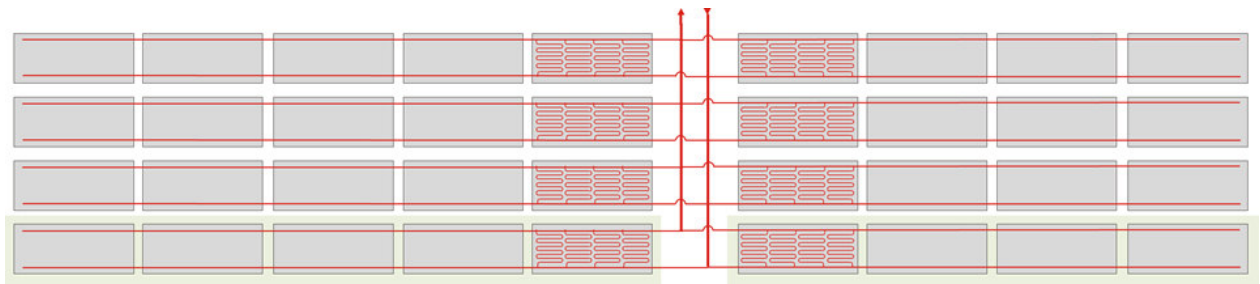


Abbildung 59: Schematische Darstellung des Kollektorfelds mit zentraler Anspeisung der Kollektorreihen. Die Reihen selbst sind in Nicht-Tichelmann verschaltet, mit ungleicher Anzahl Kollektoren links und rechts der Anspeisung.

8.3.1 Temperaturverteilung

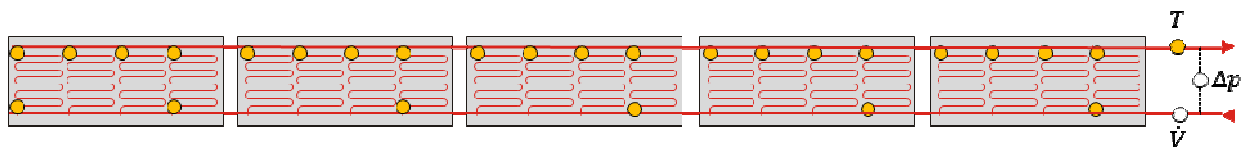


Abbildung 60: Position der Temperaturfühler direkt an den Absorbern, im Rücklauf an den Sammlern und im Vorlauf an den Absorberrohren. Die Temperatursensoren sind in 4-Leiter-Technik verbunden und wurden bereits während der Kollektorfertigung eingebracht.

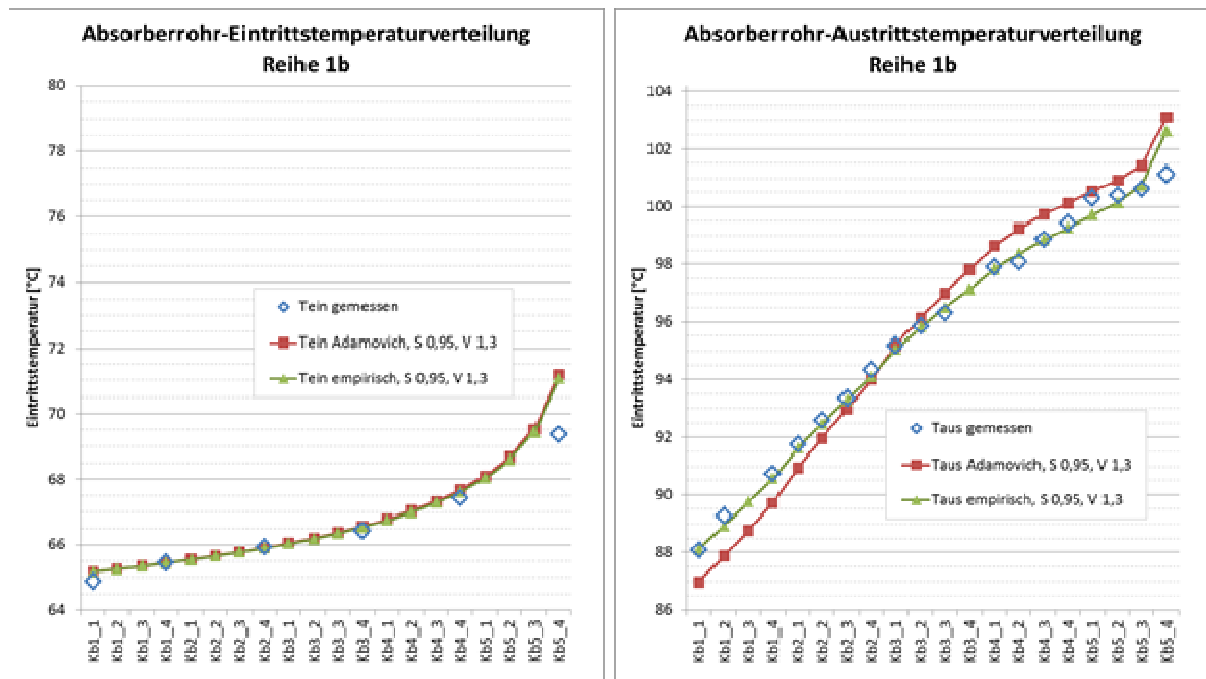


Abbildung 61: Vergleich der gemessenen und der berechneten Temperaturverläufe innerhalb einer Kollektorreihe. Die gemessenen Werte sind Mittelwerte aus einem Zeitraum (siehe Tabelle 22), in dem der Anlagenbetrieb als stationär bezeichnet werden kann. Zu vergleichen sind jeweils die Rhomben (Messungen) und die grünen Kurven (Berechnungen mit Ergebnissen aus ParaSol). Links: Absorber-Rücklauf: Die Rücklauftemperatur der Sammlerabschnitte steigt an, weil die Sammler mit aktiver Absorberfläche verbunden sind. Rechts: Absorber-Vorlauf: Der gemessene Temperaturverlauf (88..101°C) wird durch das empirische Turbulenzmodell (grüne Kurve) sehr gut nachgebildet.

Tabelle 22: Randbedingungen der in Abbildung 61 gemessenen und modellierten Temperaturverläufe.

Mittelwerte im Zeitraum	30. Juni 2013 von 11:30 bis 12:50
Globalstrahlung in Kollektorebene	949,4 W/m ²
Umgebungstemperatur	23,03 °C
Rücklauf-Temperatur	65,03 °C
spezifischer Massenstrom	16,10 kg/m ² h (gemessen)

Für den Einfluss der T-Stücke auf die Strömungsverteilung der Kollektorreihen gibt es verschiedene Modelle, etwa die Modelle nach Idelchik [12] oder Miller [20], das nur für hochturbulenten Strömungsbereich gültig ist, oder das experimentell ermittelte Modell aus dem gegenständlichen Projekt ParaSol. Im vorliegenden Fall der Messungen an der Anlage "Elisabethinen" hat sich – im Gegensatz zum Verhalten an den Rohrregistern – der Einfluss des T-Stück-Modells auf Durchfluss- und Temperaturverteilungen als vernachlässigbar gering erwiesen. Dies war bei den Mäanderkollektoren im Unterschied zu Harfenkollektoren in dieser Verschaltung auch zu erwarten. Lediglich beim Druckverlust sind signifikante Unterschiede zwischen den T-Stück-Modellen, vor allem durch die verschiedenen Eindringtiefen, erkennbar. Der Einfluss des Turbulenzmodells für die Rohrrauigkeit im Übergangsbereich zwischen laminarer und turbulenter Strömung ist hingegen deutlich signifikant; in Abbildung 61 sind die Unterschiede zwischen dem Modell nach Adamovich [12, Ch. 2] und dem in ParaSol entwickelten empirischen Modell deutlich. Da die Kollektorkennlinie als nicht bekannt angenommen werden muss (Kollektor wird im Feld unter anderen Randbedingungen betrieben als im Normtest vermessen), wurde sie empirisch so angepasst, dass die Austrittstemperaturen der dargestellten Messung gut abgebildet werden (siehe Tabelle 23). Die Massenstromverteilung ist davon nicht betroffen.

Tabelle 23: Kollektorkennwerte wie für die Berechnungswerte in Abbildung 61 verwendet

η_0	0,825
c_1	3,1
c_2	0,01

8.3.2 Durchflussverteilung

Die Volumenströme der Absorberrohre wurden nicht an den Mäandern direkt gemessen, sondern indirekt aus den gemessenen Temperaturdifferenzen (Austritt- minus Eintrittstemperatur der Absorberrohre), sowie dem Gesamt-Massenstrom errechnet. Die Massenstromverteilung in Abbildung 62 wurde errechnet aus der reziproken Temperaturdifferenz normiert in der Summe auf den Gesamt-Massenstrom und korrigiert 1. mit dem aus der Kennlinie errechneten Wirkungsgrad (aus der mittleren individuellen Absorberrtemperatur) und 2. auf die Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte.

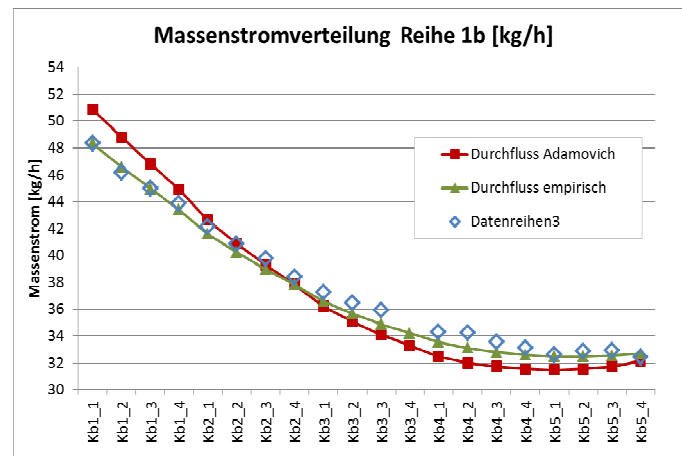


Abbildung 62: Massenstromverteilung über die 20 in Abbildung 61 dargestellten Mäanderrohre. Die „gemessene“ Massenstromverteilung (zur Berechnung siehe Text) liegt zwischen etwa 33 und 48 kg/h und kann durch das empirische Turbulenzmodell (grüne Kurve) gut nachgebildet werden.

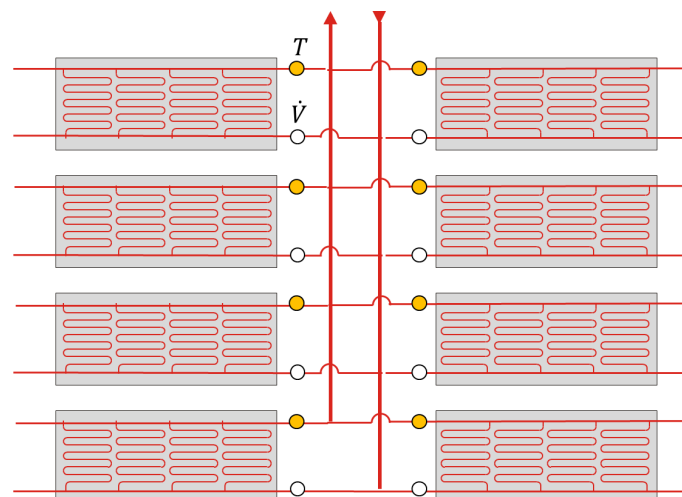


Abbildung 63: Dargestellt ist ein Ausschnitt aus der Kollektorfeldderschaltung. In der Mitte die zentrale Anspeisung der Kollektorreihen mit Volumenstromsensor (im Rücklauf) und Temperaurefühler im Vorlauf nach Kollektorausstritt an jeder Reihe.

Im Rahmen der Modellierung des Kollektorfelds der Anlage "Elisabethinen" wurde auch eine modellierte hydraulische Abstimmung durchgeführt. Im Unterschied zu der tatsächlich an der Anlage durchgeführten hydraulischen Einregulierung, die auf der Messung von Druckverlusten basiert, bildet das hydraulisch-mathematischen Modell der Berechnungsumgebung „Solar“ [45] mit allen Informationen aus ParaSol die Basis für die modellierte hydraulische Abstimmung und Ventil-Einregulierung.

Zum Zweck der hydraulische Abstimmung des Kollektorfelds der Anlage "Elisabethinen" in der Berechnungsumgebung „Solar“ [45] wurde ein detailgetreues Modell des Kollektorfelds erstellt. Hier werden alle Rohrdimensionen und Rohrlängen, die hydraulischen und thermi-

schen Details der eingesetzten Sonnenkollektoren, Druckverluste von Armaturen und Messsensorik (z.B. Durchfluss-Sensoren) abgebildet. Besondere Bedeutung kommt der Modellierung der Strangreguliertventile (STAD-Ventile) zu, deren Einstellung letztlich für die korrekte hydraulische Abstimmung maßgeblich ist. Der Druckverlust eines STAD-Ventils hängt vom Einstellwert des Ventils ab; im Datenblatt der eingesetzten STAD-Ventile [57] finden sich tabellarische Angaben zu K_v -Werten, die mittels folgender Formel interpoliert wurden:

$$K_v = 0,032718 \cdot EW^5 - 0,353077 \cdot EW^4 + 1,052646 \cdot EW^3 - 0,095134 \cdot EW^2 \dots \\ - 0,221908 \cdot EW + 0,622500$$

EW (Einstellwert) bedeutet dabei den direkt am Ventil an Hand eines Handrads einstellbaren Wert, mit dem der Druckverlust bzw. zeta-Wert oder K_v -Wert des Ventils reguliert wird. Die K_v -Werte können mit Hilfe eines Bezugs-Durchmessers in zeta-Werte umgerechnet werden; hierzu wurde als Bezugs-Durchmesser wie im Datenblatt angegeben $D_f=25$ mm verwendet:

$$\zeta = 0,001599 \cdot \frac{D_f^4}{K_v^2}$$

In der Praxis sind Einstellfehler von $\pm 0,05$ gegeben und damit ein Erreichen des gewünschten zeta-Wertes insbesondere bei kleinen Einstellwerten deutlich fehlerbehaftet. Nach Datenblatt [57] sind in diesem Einstellbereich Fehler von $\pm 10\%$ im Durchfluss möglich.

An Hand der so modellierbaren zeta-Werte der STAD-Ventile konnte in der Berechnungsumgebung „Solar“ [45] die hydraulische Abstimmung des Kollektorfelds der Anlage "Elisabethinen" durchgeführt werden. Die Ergebnisse aus der Modellierung in der Berechnungsumgebung "Solar" sind dabei direkt die Ventil-Einstellwerte der acht in diesem Kollektorfeld verbauten STAD-Ventile. Die so berechneten Ventil-Einstellwerte wurden in der Folge an Ventilen der Anlage eingestellt, dabei wurde auf weitere Messungen der Druckverluste an den Ventilen verzichtet. Abbildung 64 zeigt, wie deutlich die Verbesserung der Strömungsverteilung durch Anwendung dieser modellbasierten hydraulischen Abstimmung (rechtes Bild) gegenüber der ursprünglichen Ventil-Einstellung (linkes Bild) ist.

Dieses Beispiel macht das Potenzial für diese Methode der modellbasierten hydraulischen Abstimmung für große Kollektorfelder deutlich. Die Anwendung dieser Methode weist ein hohes Kostenreduktionspotenzial für die Inbetriebnahme großer Solaranlagen auf.

Bei den Auswertungen kommt den Stoffwerten des in der Anlage "Elisabethinen" eingesetzten Wärmeträgers besondere Bedeutung zu. Nach Angabe des Projektpartners Sonnenkraft wurde als Wärmeträger der hier vermessenen Anlage "Elisabethinen" PEKASOLar-100 mit einem Gehalt von 34 %v/v eingesetzt. Die vom Hersteller zur Verfügung gestellten Stoffdatenfunktionen [58] erscheinen aber nur teilweise plausibel. Sie sind teilweise nahe an den Werten von Tyfocor L [59], das jedoch etwa in der Wärmeleitfähigkeit wiederum Werte auf-

weist, die im Widerspruch zu den bekannten Stoffwerten von reinem Wasser stehen. Außerdem wird der Gültigkeitsbereich bei höheren Temperaturen ($\geq 80\text{ °C}$) bei einigen Eigenschaften offensichtlich überschritten. Es wurde daher folgendes Medium zur Auswertung gewählt:

Bezeichnung: „Tyfocor L plausibel“ 34 %v/v mit Werten für

- Dichte: Tyfocor L, Datenblatt-Diagramm digitalisiert [59]
- Spezifische Wärme: Funktion für Tyfocor L nach Angabe der Fa. Tyforop [60]
- Kinematische Viskosität: Tyfocor L, Datenblatt-Diagramm digitalisiert [59]
- Wärmeleitfähigkeit: Funktion für Tyfocor L nach Angabe Tyforop [60]

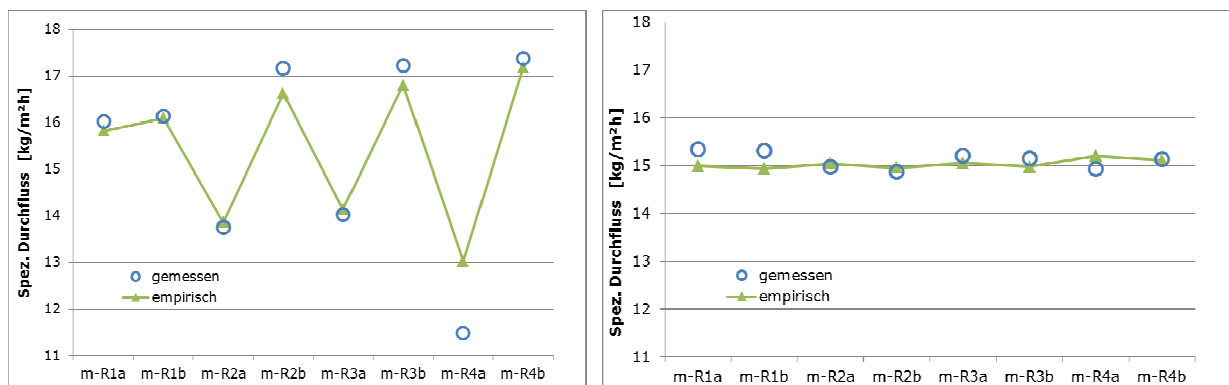


Abbildung 64: Volumenstromverteilung zwischen den 8 Kollektorreihen der Anlage "Elisabethinen". Links: Volumenstromverteilung nach ursprünglicher Ventil-Einstellung (nach hydraulischer Einregulierung an den Strangreguliertventilen bei der Anlage vor Ort!). Rechts: Volumenstromverteilung nach modellierter Ventil-Einregulierung (berechnet nach dem kalibrierten hydraulisch-mathematischen Modell der Berechnungsumgebung „Solar“ [45] mit allen Informationen aus ParaSol). Zu erkennen ist die gute, homogene Volumenstromverteilung im rechten Bild.

8.3.3 Druckverlust

Der Druckverlust eines hydraulischen Netzwerks hängt prinzipiell immer von der Wahl der Rohrreibungszahlen λ in Abhängigkeit von der Reynoldszahl ab. Details hierzu wurden in Kapitel 6.1.1 (S. 37ff) erläutert. In den Auswertungen zur vorliegenden Anlage "Elisabethinen" zeigt der Druckverlust neben der Abhängigkeit vom λ -Rechenmodell im Übergangsbereich laminar-turbulent auch eine Abhängigkeit vom Rechenmodell der zeta-Werte der T-Stücke. Die Annahme eines zeta-Wert-Modells aus der Standard-Literatur (Idelchik [12]) unterscheidet sich von dem zeta-Wert-Modell, wie es empirisch im vorliegenden Projekt "ParaSol" entwickelt wurde. Aus letzterem ergeben sich im niedrigen Reynoldszahlen-Bereich durchgängig höhere zeta-Werte als im Idelchik-Modell.

Im vorliegenden Beispiel, der Anlage "Elisabethinen", wird die mittlere Absorber-Eindringtiefe der eingesetzten Großflächen-Mäanderkollektoren mit rund 1,5 mm angenommen, mit großen individuellen Abweichungen. Basis für diese Annahme sind die Informationen aus dem Benchmarksystem für Messungen der Absorber-Eindringtiefen; Details hierzu finden sich in

Kapitel 7.1 (S. 48ff). Da die Eindringtiefen bei den in der Anlage verbauten Kollektoren nicht zerstörungsfrei vermessen werden können, kann auch die obige Annahme der Eindringtiefe 1,5 mm nicht verifiziert werden. Aus diesem Grund wurden Variationsrechnungen mit verschiedenen Eindringtiefen durchgeführt. In der Folge ergeben sich für die Berechnung von Druckverlusten prinzipiell die Wahl einer Kombination aus λ -Rechenmodell und Rechenmodell für die zeta-Werte von T-Stücken (siehe Abbildung 65 und Tabelle 24). Alle nachfolgend dargestellten Werte beziehen sich auf das Medium "Tyfocor L plausibel" (siehe Kapitel 8.3.2).

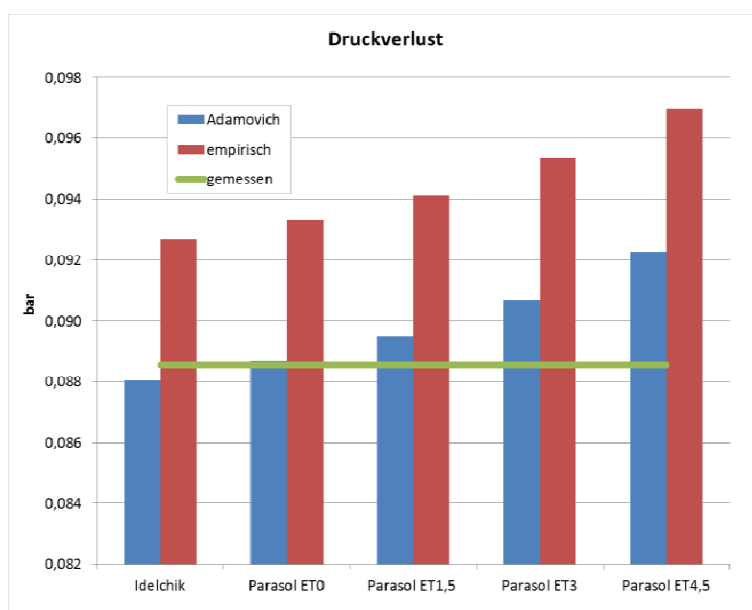


Abbildung 65: Druckverluste in Abhängigkeit verschiedener Wahlen von Modellen für Rohrreibungszahlen (Adamovich, empirisch) und zeta-Werten (Idelchik, ParaSol mit verschiedenen Eindringtiefen); Details hierzu siehe Tabelle 24. Gemessene und berechnete Druckverluste beziehen sich auf den gleichen Zeitraum wie die Temperaturverteilungen in Abbildung 61 (siehe Tabelle 22).

Tabelle 24: Druckverlust-Ergebnisse einer detailliert vermessenen Kollektorreihe der Anlage "Elisabethinen" mit 5 parallel verschalteten Kollektoren. Die dargestellten Druckverluste wurden für Kombinationen aus λ -Modellen und zeta-Wert-Modellen berechnet. Die Kürzel ET bedeuten die Modellierung verschiedene Absorberrohr-Eindringtiefen im zeta-Wert-Modell "ParaSol".

	Ergebnisse für verschiedene Druckverlust-Modelle									
λ -Modell	Idelchik	[%]	ParaSol ET 0	[%]	ParaSol ET 1,5	[%]	ParaSol ET 3	[%]	ParaSol ET 4,5	[%]
λ -Modell Adamovich	0,0881	-0,5	0,0887	+0,2	0,0895	+1,1	0,0907	+2,4	0,0923	+4,2
λ -Modell ParaSol	0,0927	+4,7	0,0933	+5,4	0,0941	+6,3	0,0953	+7,7	0,0970	+9,5

Die Ergebnisse der Druckverlust-Berechnungen können insgesamt als zufriedenstellend bezeichnet werden, erreichen jedoch nicht das Qualitätsniveau der Temperaturverteilungen (siehe Abbildung 61). Prinzipiell liegt den vorliegenden Ergebnissen eine gewisse Unsicherheit hinsichtlich der korrekten Stoffwerte vor. Diese Unsicherheit liegt zum einen an der Frostschutz-Konzentration, die nicht exakt bestimmt werden kann. Schon geringe Abweichungen führen hier zu großen Abweichungen bei Druckverlust-Ergebnissen, insbesondere bei niedrigen Temperaturen. Hierzu kommt noch die Unsicherheit bei den von den Herstellern angegebenen Stoffwerten; dieser Aspekt wurde in Kapitel 8.3.2 diskutiert.

Abbildung 66 zeigt die Empfindlichkeit der Druckverluste aus Abbildung 65 in Abhängigkeit verschiedener Wärmeträger-Typen, Wärmeträger-Konzentrationen und Fluid-Temperaturen. Hieraus wird deutlich, dass die Anlagen-Druckverluste eine sehr starke Empfindlichkeit in Abhängigkeit von der Wärmeträger-Konzentration aufweisen, insbesondere bei niedrigen Temperaturen. Die Verstärkungsfaktoren erreichen dabei Werte von bis zu 3; das bedeutet, dass bereits die alleinige Abweichung von 2% in der messtechnischen Erfassung der Wärmeträger-Konzentration eine Abweichung von 6% im Druckverlust-Ergebnis erklären kann. Hierzu kommen die großen Unsicherheiten in den Stoffwerten des eingesetzten Wärmeträgers, die in Kapitel 8.3.2 diskutiert wurden.

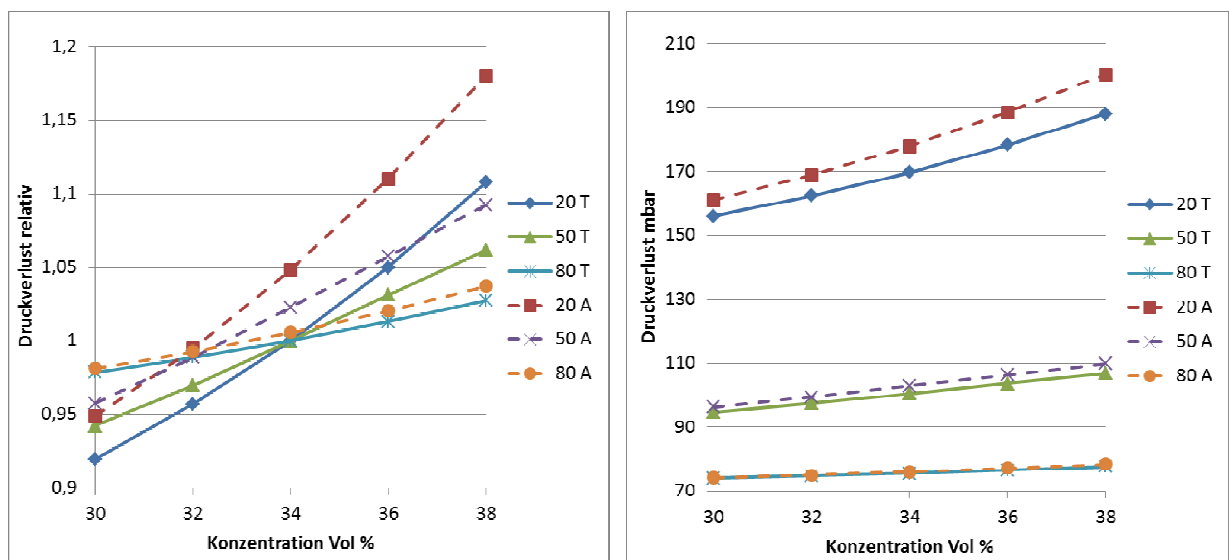


Abbildung 66: Relative (links) und absolute (rechts) Abhängigkeit der Druckverluste für die gleiche Kollektorreihe, für die in Abbildung 61 die Temperaturverteilung gezeigt wird. Deutlich sichtbar ist die starke Abhängigkeit der Druckverluste von exakten Konzentrations-Messungen, aber auch von der Fluid-Temperatur und vom Wärmeträger-Typ.

9 Ergebnisse und Schlussfolgerungen

Im Zentrum der Ergebnisse des gegenständlichen Projekts "ParaSol" stehen neue Erkenntnisse im Bereich Hydraulikdesign von Kollektoren und Kollektorfeldern, insbesondere für große thermische Solaranlagen. Das gekoppelte thermisch-hydraulische Verhalten eines Kollektorfelds ist ein zentraler Aspekt bei der Planung und beim Betrieb von solaren Großanlagen, und zwar sowohl aus technischer wie auch aus wirtschaftlicher Sicht:

- aus technischer Sicht ist etwa der Solarertrag von einer korrekten Planung und Ausführung des Hydraulikdesigns abhängig, aber auch sicherheitstechnische Aspekte wie etwa partielle Stagnation, Erosionskorrosion etc. Details dazu finden sich in diesem Kapitel.
- aus wirtschaftlicher Sicht hat das Hydraulikdesign Implikationen auf die solaren Wärmegestehungskosten, etwa aus Sicht des Stromverbrauchs bzw. der Pumpkosten, aber auch durch Nutzung von Kostenreduktionspotenzialen in der Investition und Ausführung von Kollektorfeldern.

In diesem Kapitel werden exemplarische Ergebnisse aus dem vorliegenden Projekt "ParaSol" beschrieben. Zum Aufbau dieses Kapitels:

- In Kapitel 9.1 wird das in ParaSol völlig neu entwickelte Konzept der "charakteristischen Kennzahlen" für Kollektoren und große Kollektorfelder vorgestellt und an Hand zweier Beispiel-Kollektorfelder ausführlich demonstriert.
- In Kapitel 9.2 werden drei verschiedene Verschaltungsvarianten für große Kollektorfelder miteinander verglichen, wobei der Vergleich im Wesentlichen auf Basis der charakteristischen Kennzahlen geschieht. Die drei Verschaltungsvarianten basieren auf Großflächen-Mäanderkollektoren, die bisher im Großanlagenbereich noch eher selten eingesetzt werden, aber hier großes Potenzial haben.
- Im Fokus von Kapitel 9.3 steht die Frage nach dem Zusammenhang zwischen dem hydraulisch-thermischen Verhalten eines Kollektorfelds und unterschiedlichen Massenströmen, wie sie in Folge unterschiedlicher, gegebener Auslegungsbedingungen auftreten.
- Kapitel 9.4 geht bewusst von der Betrachtung von Auslegungspunkten mit hoher Einstrahlung und hohen Außentemperaturen weg und stellt die Frage, wie sich große Kollektorfelder bei niedrigen Einstrahlungen verhalten und unter welchen Randbedingungen ein Betrieb sinnvoll ist.
- In Kapitel 9.5 wird an Hand eines kurzen, realen Beispiels dargestellt, wie sich die Erkenntnisse und Erläuterungen aus ParaSol auf ein reales, sehr großes Kollektorfeld mit einer Brutto-Kollektorfläche von rund $6000 \text{ m}^2_{\text{gr}}$ auswirken.

- Kapitel 9.6 beleuchtet einen der zentralen technischen und kostenrelevanten Aspekte beim Hydraulikdesign großer Kollektorfelder und vergleicht die maximal in einer Kollektorreihe verschaltbaren Kollektorflächen. Hier werden sowohl Harfen- als auch Mäanderkollektoren verglichen.

9.1 Charakteristische Kennzahlen

Die sog. "charakteristischen Kennzahlen" wurden als Ansatz entwickelt, um verschiedene Design-Optionen (verschiedene Auswahlmöglichkeiten zu Kollektoren, Verschaltungen, Rohrdimensionen etc.) zu bewerten und miteinander vergleichen zu können. Zu diesem Zweck wurden insg. 11 Kennzahlen entwickelt, die zusammen einen raschen Überblick über die wesentlichen technischen Vorgänge in einem Kollektorfeld geben sollen. Einige der Kennzahlen sind auch für Einschätzung der solaren Energiegestehungskosten relevant.

Alle Kennzahlen können bereits im Rahmen der Kollektorfeld-Auslegung in der Planungsphase berechnet werden. In diesem Sinne stellt die Bewertungsmöglichkeit durch die charakteristischen Kennzahlen eine Verbesserung des Detailplanungsprozesses für große Kollektorfelder dar. Tabelle 25 enthält eine Liste aller charakteristischen Kennzahlen und ihrer Einheiten. Kapitel 9.1.1 enthält eine genaue Definition aller Kennzahlen, während Kapitel 9.1.2 die charakteristischen Kennzahlen an Hand zweier Beispiel-Kollektorfelder zeigt.

Das Konzept der charakteristischen Kennzahlen und die Anwendung auf Kollektorfelder sind nicht auf Harfen- und Mäanderkollektoren beschränkt, sondern kann auf verschiedene Kollektortypen und Kollektorfeldverschaltungen angewendet werden. Die charakteristischen Kennzahlen sollen dazu beitragen, verschiedene Konzepte miteinander vergleichbar zu machen, Flachkollektoren und auch andere Kollektortypen.

Tabelle 25: Liste der charakteristischen Kennzahlen für Kollektorfelder, entwickelt im Projekt ParaSol.

	Charakteristische Kennzahl	Einheit
1	Stagnations-Temperaturreserve	[K]
2	maximale Strömungsgeschwindigkeit Kollektorfeld	[m/s]
3	Reynoldszahl in den Absorberrohren / Wärmeübergang	[-]
4	spezifische Metallmasse der Feldverrohrung	[kg _{Stahl} /m ² _{gr}]
5	Trassenlänge Kollektorfeld-Verrohrung	[cm/m ² _{gr}]
6	spezifische Kupfermasse im Kollektor	[kg _{Cu} /m ² _{gr}]
7	Gesamt-Wärmekapazität Kollektorfeld / Aufheiz-Verluste	[kJ/m ² _{ap} ·K]
8	Gesamt-Druckverlust im Kollektorfeld	[m _{H2O}]
9	Wirkungsgradverlust auf Grund ungleicher Strömungsverteilung	[%]
10	Verhältnis hydraulischer Antriebs- zu thermischer Nutzleistung	[W _{hyd} /kW _{th}]
11	Entleerungsverhalten Kollektorfeld	[\$]

Unabhängig vom Kollektortyp, der in einer großen Solaranlage zum Einsatz kommt, werden bei großen Kollektorfeldern immer Anlagenkomponenten parallel verschaltet, etwa Absorberrohre oder Kollektorreihen. Ein prinzipielles technisches Problem ist die Tatsache, dass die Parallelverschaltung von Systemkomponenten immer zu einer mehr oder weniger ausgeprägten Strömungs-Ungleichverteilung zwischen den Komponenten führt (siehe Bajura & Jones [27], Jones & Lior [25], Wang & Wu [19]). Strömungs-Ungleichverteilung ist der Ausgangspunkt für eine Reihe technischer Phänomene, die die maximal in einer Kollektorreihe verschaltbare Fläche begrenzen. Dies gilt sowohl für Tichelmann- als auch für Nicht-Tichelmann-Verschaltungen, wenn auch in unterschiedlichem Ausmaß.

In der Praxis kann ein gewisses Ausmaß an Ungleichverteilung toleriert werden. Die VDI-Richtlinie 6002, Blatt 1 [3] enthält die Empfehlung, dass sich die Massenströme aller Kollektoren in einem Kollektorfeld um nicht mehr als $\pm 10\%$ unterscheiden sollten. Während die VDI-Richtlinie keine Erklärung für die Wahl dieses Wertes enthält, sind die Autoren dieses Berichts der Meinung, dass der Wert $\pm 10\%$ deutlich zu restriktiv ist. Dies wird in Kapitel 9.1.2 detailliert ausgeführt.

9.1.1 Definition der charakteristischen Kennzahlen

[1 / 11] Stagnations-Temperaturreserve [K]

Ungleiche Strömungsverteilung in solaren Kollektorfeldern führen zu ungleicher Temperaturverteilung: Absorberrohre mit den geringsten Massenströmen erreichen die höchsten Vorlauftemperaturen. In extremen Fällen kann die lokale Siedetemperatur erreicht werden und partielle Stagnation tritt ein – ein Zustand, der in jedem Fall zu vermeiden ist (vgl. etwa Lustig [61] oder Glembin [36]).

Die "minimale Stagnations-Temperaturreserve" ist definiert als Temperaturdifferenz zwischen der lokalen Siedetemperatur und dem heißesten Absorberrohr im gesamten Kollektorfeld. Die "mittlere Stagnations-Temperaturreserve" hingegen bezieht sich auf die mittlere Vorlauftemperatur aller Absorberrohre im Kollektorfeld. Der Vergleich zwischen minimaler und mittlerer Temperaturreserve stellt eine einfache Möglichkeit dar, um das Risiko einzuschätzen, dass partielle Stagnation an einer bestimmten Stelle im Kollektorfeld auftritt.

Es muss bedacht werden, dass es nicht einen bestimmten Schwellenwert gibt, unter den die Stagnations-Temperaturreserve unter keinen Umständen fallen darf. Im normalen Anlagenbetrieb können unter bestimmten Umständen relativ kleine Werte für die Stagnations-Temperaturreserve auftreten, abhängig von der Wahl des Wärmeträger-Fluids, des Betriebsdrucks und der Auslegungs-Vorlauftemperatur.

Aus Sicht der Kollektorfeld-Auslegung kann als Daumenregel festgehalten werden: große Kollektorfelder, niedrige Druckverluste in den parallel verschalteten Anlagenkomponenten, kleine Rohrdurchmesser in den Zulaufleitungen, schlechte Strömungsverteilung, niedrige Betriebsdrücke und hohe Vorlauftemperaturen führen zu geringen Stagnations-Temperaturreserven. Bei hohen Vorlauftemperaturen ist auch das Verhältnis von minimaler

zu mittlerer Stagnations-Temperaturreserve signifikant. Niedrige Werte zeigen erhöhtes Risiko für partielle Stagnation an.

[2 / 11] Maximale Strömungsgeschwindigkeit [m/s]

Während es nicht einfach ist, einen exakten Schwellenwert für die Strömungsgeschwindigkeit in einem Solarkollektor festzulegen, sind sehr hohe Strömungsgeschwindigkeiten jedenfalls nicht zulässig, denn sie erhöhen das Risiko für Erosionskorrosion, die die Rohrwände und Armaturen beschädigen und letztlich zerstören kann. Aus diesem Grund müssen hohe Strömungsgeschwindigkeiten vermieden werden, indem Massenströme reduziert, größere Rohrdurchmesser eingesetzt oder andere Kollektorfeld-Verschaltungen gewählt werden. Die charakteristische Kennzahl "maximale Strömungsgeschwindigkeit" ist definiert als maximale Strömungsgeschwindigkeit in allen maßgeblichen Kollektorfeld-Rohren (alle Verbindungsrohre, Absorberrohre und Sammlerrohre in Kollektoren), unabhängig vom eingesetzten Rohrmaterial.

Erosionskorrosion tritt als Problem hauptsächlich in *offenen Kreisläufen* auf, wo das Fluid mit Sauerstoff in Kontakt steht: hier wird die schützende Deckschicht, die sich durch Sauerstoff und Salze im Fluid an der Rohroberfläche bildet, abgetragen und wird aus dem Grundwerkstoff neu gebildet. Dadurch dünnt sich der Grundwerkstoff des Rohres aus. Das Risiko der Erosionskorrosion erhöht sich bei höheren Temperaturen. In offenen Systemen aus Kupfer empfiehlt die entsprechende ISO-Norm 12944 [62] eine maximale Strömungsgeschwindigkeit von 2,4 m/s für kaltes Wasser, bei einer Temperatur von 60° sind es nur mehr 1,5 m/s.

Im *Heizungsbau* liegt die Empfehlung für maximale Strömungsgeschwindigkeiten als Daumenregel bei 0,7 m/s; Grund ist hier die Geräuschbildung bei höheren Strömungsgeschwindigkeiten, v.a. in Ventilen und anderen Armaturen. Da Geräuschbildung für große Kollektorfelder kein limitierender Faktor ist, ist dieser Schwellenwert nicht von Bedeutung.

In *geschlossenen Kreisläufen* wie solaren Kollektorfeldern findet keine Schichtbildung statt, daher ist die Gefahr der Erosionskorrosion hier deutlich geringer einzuschätzen. Dennoch tritt auch in geschlossenen Kreisläufen bei sehr hohen Strömungsgeschwindigkeiten Erosionskorrosion auf.

Das Deutsche Kupferinstitut empfiehlt auf Basis verschiedenster Herstellerangaben, wissenschaftlicher und technischer Literatur sowie Jahre langen Erfahrungswerten für Solar-Primärkreise, die evtl. auch Schwebstoffe enthalten können, eine maximal zulässige Strömungsgeschwindigkeit von ca. 1.5..2 m/s [63]. Bei Rohrdimensions-Übergängen, Ventilen und anderen Armaturen kann die Strömungsgeschwindigkeit lokal erhöht sein; daher sind die genannten Schwellenwerte nicht als fixe Grenze anzusehen, bei deren Einhaltung mit Sicherheit keine Schäden durch Erosionskorrosion auftreten, sondern lediglich als bester verfügbarer Erfahrungswert und Empfehlung.

[3 / 11] Reynoldszahl in den Absorberrohren / Wärmeübergang [–]

Bei gleichen Auslegungsbedingungen können unterschiedliche Absorberrohr-Reynoldszahlen erreicht werden, abhängig vom Temperaturniveau in den Rohren, vom Wärmeträgerfluid, der Kollektorgeometrie und von der Kollektorfeldauslegung. Höhere Reynoldszahlen führen zu verbessertem Wärmeübergang in den Absorberrohren und erhöhen dadurch den thermischen Wirkungsgrad im System. Da die Strömungsbedingungen innerhalb eines Kollektorfelds deutlich unterschiedlich sein können, ist diese Kennzahl definiert als Intervall der minimalen und maximalen Reynoldszahl, die in einem der Absorberrohre im gesamten Kollektorfeld auftritt.

[4 / 11] Spezifische Metallmasse der Kollektorfeld-Verrohrung [$\text{kg}_{\text{steel}}/\text{m}^2_{\text{gr}}$]

Unterschiedliche Kollektorfeld-Verschaltungen erfordern ein unterschiedliches Ausmaß an Verrohrung, sowohl hinsichtlich Rohrlänge als auch Rohrdurchmesser. Die Kollektorfeld-Verrohrung zu minimieren ist eine Möglichkeit, um die solarthermischen Energiegestehungskosten zu minimieren. Um verschiedene Kollektorfeld-Auslegungen und Hydraulik-Varianten in einer Kennzahl zusammenfassen zu können, umfasst diese Kennzahl die Metallmasse aller Kollektorfeld-Rohre (außerhalb der Kollektoren) und setzt diese Metallmasse im Verhältnis zur gesamten Brutto-Kollektorfläche des Kollektorfelds. Als Material wird Stahl angenommen, da in den meisten Fällen Stahl als Material für die Kollektorfeld-Verrohrung eingesetzt wird.

[5 / 11] Trassenlänge Kollektorfeld-Verrohrung [$\text{cm} / \text{m}^2_{\text{gr}}$]

Die Trassenlänge der Kollektorfeld-Verrohrung ist ein weiteres Maß für den gesamten Verrohrungsaufwand eines Kollektorfelds. Für die Definition dieser Kennzahl wird die Trassenlänge des gesamten Kollektorfelds (nicht die Rohrleitungs-Länge) im Verhältnis zur gesamten Bruttofläche des Kollektorfelds gesetzt. Diese Kennzahl unterscheidet sich von der vorhergehenden (der Metallmasse) insofern, dass hier nicht die Verrohrung selbst betrachtet wird, sondern der notwendige Aufwand, um die Kollektorfeld-Verrohrung zu verlegen. Das ist insbesondere dann wichtig, wenn die Kollektorfeld-Verrohrung, wie bei großen Kollektorfeldern häufig, unterirdisch verlegt wird: In diesem Fall ist die Trassenlänge ein Maß für den Aufwand der Grabungsarbeiten.

[6 / 11] Spezifische Kupfermasse im Sonnenkollektor [$\text{kg}_{\text{Cu}}/\text{m}^2_{\text{gr}}$]

Abhängig von der Kollektorfeld-Verschaltung stellt die Wahl eines größeren Durchmessers für das Kollektor-Sammelrohr eine Möglichkeit dar, um im gesamten Kollektorfeld eine homogenere Strömungsverteilung zu erreichen bzw. den Druckverlust des Kollektorfelds zu verringern. Die Wahl eines größeren Durchmessers für das Kollektor-Sammelrohr geht jedoch zu Lasten des Kupferaufwands, der für die interne Verrohrung im Kollektorbau notwendig ist. Diese Kennzahl summiert die Kupfermassen aller Kupferrohre im Kollektor und setzt diese ins Verhältnis zur Bruttokollektorfläche. Kupfer wurde als Material deshalb gewählt,

weil Kupfer in der Regel für die kollektorinterne Verschaltung verwendet wird. Das Absorberblech, das häufig aus Aluminium gefertigt ist, wird nicht zur Berechnung dieser Kennzahl herangezogen.

[7 / 11] Gesamt-Wärmekapazität Kollektorfeld / Aufheiz-Verluste [$\text{kJ/m}^2_{\text{gr}} \cdot \text{K}$]

Kapazitive Wärmeverluste treten in einer Solaranlage unter anderem auf Grund der Gesamt-Wärmekapazität des Kollektorfelds auf, das an einem Betriebstag zumindest ein Mal von der Umgebungstemperatur auf die Betriebstemperatur aufgeheizt werden muss. Das bedeutet, dass die absolute Wärmekapazität aller Kollektoren, der Kollektorfeldverrohrung und des Wärmeträgerfluids charakteristisch ist für die Anfahrverluste eines Kollektorfelds. Rohrlängen und -dimensionen, die Wärmekapazität der Kollektoren und das eingesetzte Wärmeträgerfluid müssen bekannt sein. Die Wärmedämmung der Kollektorfeldverrohrung wird bei der Berechnung dieser Kennzahl vernachlässigt, und es wird nicht zwischen luft- und erdverlegten Rohren im Kollektorfeld unterschieden. Diese Kennzahl wird ins Verhältnis zur Bruttofläche des gesamten Kollektorfelds gesetzt.

[8 / 11] Gesamt-Druckverlust im Kollektorfeld [bar]

Diese Kennzahl ist definiert als Gesamt-Druckverlust des Kollektorfelds selbst bei bestimmten Betriebsbedingungen. Der Gesamt-Druckverlust nach der vorliegenden Definition umfasst Reibungsdruckverluste sowie Druckverluste von anderen Bauteilen (wie Armaturen, Fittings, Rohrdimensionssprünge, etc.). Betrachtet werden dabei neben den Kollektoren insbesondere auch alle Verbindungsleitungen innerhalb des Kollektorfelds, die Hauptvor- und -rücklaufleitungen und alle hydraulischen Elemente, die im Kollektorfeld eingebaut sind und im normalen Betriebszustand durchströmt werden (z.B. Strangreguliertventile). Die Kollektorfeld-Steigleitungen sowie hydraulische Bauteile, die üblicherweise im Technikraum sitzen (z.B. Wärmetauscher, Rückschlagklappe, etc.) werden nicht betrachtet, da diese kaum von der Wahl der Kollektorfeldverschaltung beeinflusst werden.

Die Bedeutung dieser Kennzahl liegt unter anderem in Sicherheitsaspekten. Während es nicht per-se einen maximalen Schwellenwert für den Gesamtdruckverlust eines Kollektorfelds gibt, ist der Druckverlust doch von sicherheitsrelevanten technischen Aspekten begrenzt, wie etwa realer und maximal zulässiger Betriebsdruck des Kollektorfelds, Stagnations-Temperaturreserve (siehe Kennzahl Nr. 1 oben), Druckerhöhung der Umwälzpumpe im Solarkreis, NPSH² der Pumpe, Fülldruck des Ausdehnungsgefäßes, und die Dimensionierung des Ausdehnungsgefäßes. Abhängig von der Kollektorfeldverschaltung könnten hohe Druckverluste eine Begrenzung der verschaltbaren Kollektorfläche eines Systems darstellen.

² NPSH steht für Net Positive Suction Head. Dieser Wert ermöglicht eine Aussage über die Sicherheit einer Pumpe gegenüber Auswirkungen von Kavitation während des Betriebs.

[9 / 11] Verhältnis hydraulischer Antriebs- zu thermischer Nutzleistung [W_{hyd} / kW_{th}]

Die alleinige Betrachtung des absoluten Druckverlusts eines Kollektorfelds ist nicht ausreichend, um unterschiedliche Optionen für Kollektorfeldverschaltungen zu vergleichen oder um eine Abschätzung der erwarteten Betriebskosten auf Grund des Pumpenstroms zu erlangen. Diese Kennzahl setzt daher bei bestimmten Betriebsbedingungen die hydraulische Leistung der Pumpe ins Verhältnis mit der thermischen Leistung, die das Kollektorfeld generiert. Diese Kennzahl ist daher ein besseres Maß für die zu erwartenden Betriebskosten.

[10 / 11] Wirkungsgradverlust auf Grund ungleicher Strömungsverteilung [%]

Inhomogene Temperaturverteilung zwischen den Sonnenkollektoren führt zu einer Abnahme des Wirkungsgrades im Kollektorfeld. Das liegt daran, dass Kollektor-Wirkungsgradkurven stärker als linear abfallen: Aus diesem Grund wiegt die Wirkungsgradabnahme heißerer Kollektoren (mit niedrigen Massenströmen) stärker als die Wirkungsgradzunahme kühlerer Kollektoren (mit höheren Massenströmen).

Für diese Kennzahl wird der theoretische Wirkungsgrad eines Kollektorfelds mit perfekt homogener Strömungsverteilung – ansonsten aber ident mit dem realen Kollektorfeld – berechnet. Diese Kennzahl ist dann definiert als Verhältnis zwischen dem Gesamtwirkungsgrad des Kollektorfelds mit der realen (mehr oder weniger inhomogenen) Strömungsverteilung und dem Gesamtwirkungsgrad mit der idealisierten Strömungsverteilung.

[11 / 11] Entleerungsverhalten Kollektorfeld [in Worten]

Bei der Betriebssicherheit stellt Stagnation mit Dampfbildung ein Risiko für Kollektorfelder dar, insbesondere für große Kollektorfelder mit hohen Leistungen. Kollektoren und Kollektorfeldverschaltungen mit einem guten Entleerungsverhalten sind ein Weg, um dieses Risiko zu verringern, wenngleich es andere Strategien im Umgang mit Stagnation und Überhitzungsschutz gibt. Für diese Kennzahl wird das Entleerungsverhalten des Kollektorfelds und der eingesetzten Kollektoren qualitativ und in Worten beschrieben.

9.1.2 Beispiel-Kollektoren und Beispiel-Kollektorfelder

Die Wahl einer guten Kollektorfeldverschaltung hängt stark mit der Wahl des eingesetzten Kollektortyps ab. Diese beiden Aufgaben – Auswahl eines Kollektors und Entwicklung einer geeigneten Kollektorfeldverschaltung – können nicht unabhängig voneinander gesehen werden. In diesem Kapitel werden zwei Beispiel-Kollektorfelder vorgestellt: Die beiden Kollektorfelder basieren auf unterschiedlichen Kollektortypen, und jedes Kollektorfeld hat eine Gesamt-Bruttofläche von $4800 \text{ m}^2_{\text{gr}}$. Abbildung 67 und Tabelle 26 enthalten Details zu den Kollektoren und Kollektorfeldern sowie zu den Betriebsbedingungen. Kapitel 9.2 enthält einige Beispiel-Grafiken für ausgewählte Kennzahlen.

Einer der Referenz-Kollektoren ist ein Großflächen-Harfenkollektor, der andere ein Großflächen-Mäanderkollektor. Im Referenz-Kollektorfeld mit dem Harfenkollektor sind 16 Kollektoren in Serie zu einer Kollektorreihe verschaltet; 20 solche Reihen sind parallel verbunden. Im

Referenz-Kollektorfeld mit dem Mäanderkolektor sind jeweils 2 Gruppen von Kollektoren in Serie verschaltet und bilden eine Kollektorreihe; in jeder Gruppe sind 16 Kollektoren parallel verschaltet (siehe Abbildung 68 unten, S 110). Die Parallelverschaltung der Mäanderkolektoren ist deshalb möglich, weil der Referenz-Mäanderkolektor 4 Anschlüsse für die horizontal liegenden Sammelrohrleitungen hat. In beiden Referenz-Kollektorfeldern haben die parallel verschalteten Kollektorreihen relativ hohe Druckverluste im Vergleich zu den Druckverlusten in den Verbindungsleitungen. Diese sog. hohe Autorität der Kollektorreihen ist der eigentliche Grund dafür, dass die Referenz-Kollektorfelder homogene Strömungsverteilungen aufweisen. Die großen Absorberrohr-Druckverluste, die für hohe Absorber-Autorität innerhalb einer Gruppe von Mäanderkolektoren notwendig sind, werden durch kleinere Absorberrohr-Durchmesser erreicht (7.2mm beim Mäanderkolektor, 9.2mm beim Harfenkolektor); zugleich ist der Sammelrohrdurchmesser größer als beim Harfenkolektor (39mm vs. 32mm).

Beide in diesem Kapitel definierten Referenz-Kollektortypen eignen sich grundsätzlich für den Einsatz in großen Kollektorfeldern, sind jedoch nur Design-Dummies die nur zur Veranschaulichung des Konzepts der charakteristischen Kennzahlen entwickelt wurden. Die Referenz-Kollektoren wurden mit Absicht so definiert, dass sie sich, so weit wie möglich, nicht mit auf dem Markt verfügbaren Kollektoren decken.

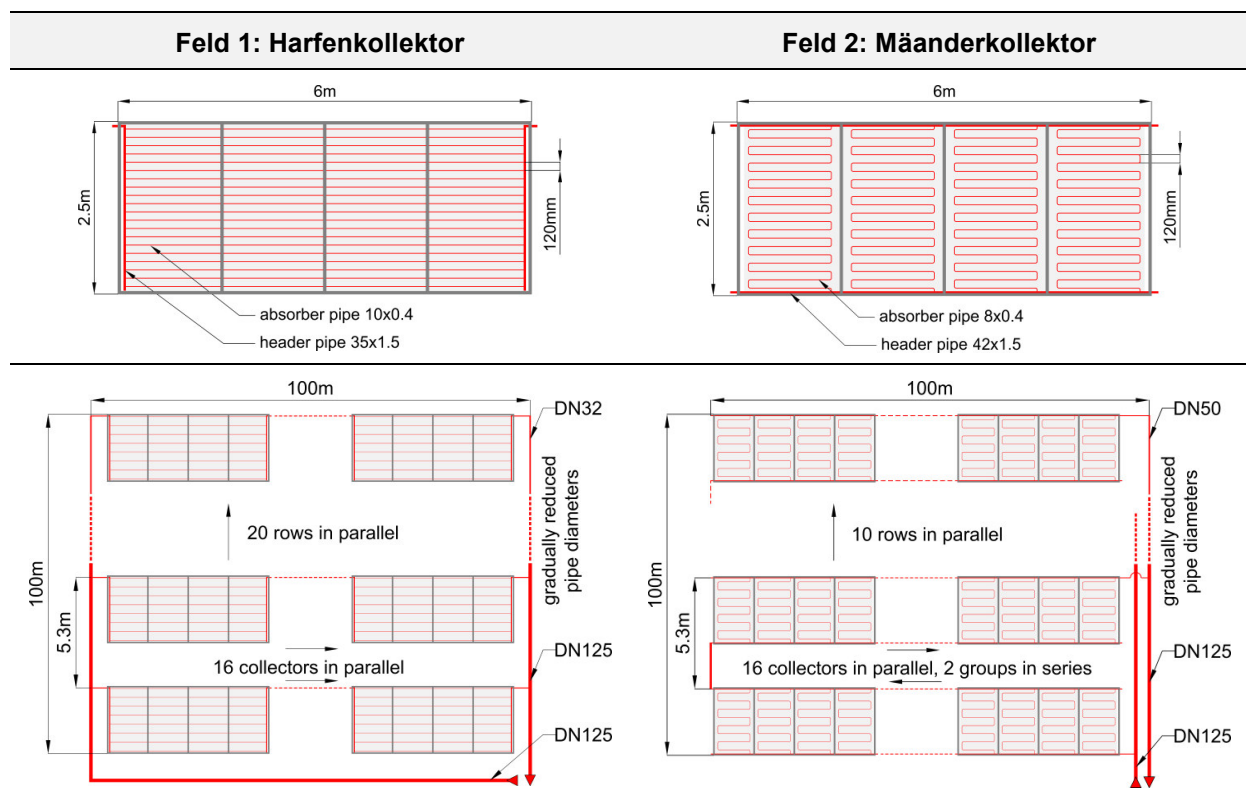


Abbildung 67: Referenz-Kollektoren und Referenz-Kollektorfelder für die beispielhafte Berechnung der charakteristischen Kennzahlen. Beide Kollektorfelder haben eine Brutto-Kollektorfläche von 4800 m². Im linken Kollektorfeld kommen Großflächen-Harfenkolektoren zum Einsatz, im rechten Kollektorfeld Großflächen-Mäanderkolektoren.

Tabelle 26: Eigenschaften der Referenz-Kollektoren aus Abbildung 67, und Betriebsbedingungen, für die die charakteristischen Kennzahlen der beiden Kollektorfelder im Beispiel berechnet wurden.

Referenzkollektoren und Betriebsbedingungen	
Bruttofläche	15 m ²
Aperturfläche	14.04 m ²
Wirkungsgrad (η_0 / c_1 / c_2)	0.8 / 3.14 / 0.009
absolute Wärmekapazität (Harfenkollektor)	128 kJ/K
absolute Wärmekapazität (Mäanderkollektor)	119 kJ/K
spez. Massenstrom	16 kg/m ² _{abs} ·h
Neigungswinkel Kollektoren	45°
Rücklauftemperatur (= Eintrittstemperatur)	50°C
Umgebungstemperatur	20°C
Globalstrahlung in Kollektorebene	1000 W/m ²
Wärmeträger	40% v/v Propylenglykol
Absolutdruck im Kollektor	2.5 bar
Siedepunkt des Wärmeträger-Fluids	130.6°C

Die so definierten Referenz-Kollektorfelder wurden, ähnlich wie in einem Standard-Planungsprozess einer solaren Großanlage, im Detail analysiert. Weiters wurden die charakteristischen Kennzahlen berechnet, wobei die in ParaSol weiterentwickelte Berechnungsumgebung "Solar" [45] zum Einsatz kam.

Beide Referenz-Kollektorfelder weisen solides technisches Verhalten auf. Tabelle 29 enthält eine Übersicht über die Ergebnisse der charakteristischen Kennzahlen. Die Strömungsverteilung ist auch ohne Strangreguliertventile zufriedenstellend. Dies führt zu guten Werten in der Stagnations-Temperaturreserve: die minimale Stagnations-Temperaturreserve ist bei beiden Kollektorfeldern hoch (41,0 K für das Harfen-, 41,5 K für das Mäander-Feld) und nahe an der mittleren Stagnations-Temperaturreserve (44,4 K für beide Felder). In der Folge ist das Verhältnis von minimaler zu mittlerer Stagnations-Temperaturreserve hoch (92,3% für das Harfen-, 93,6% für das Mäander-Feld). Das bedeutet, dass das Risiko für partielle Stagnation in beiden Kollektorfeldern niedrig ist.

Ein weiterer Hinweis für das niedrige Risiko für partielle Stagnation ist die Kennzahl "Wirkungsgradeinbuße aufgrund ungleicher Strömungsverteilung": beide Kollektorfelder haben sehr niedrige Werte (0,03% für das Harfen-, 0,04% für das Mäanderfeld). Das bedeutet, dass der Gesamtwirkungsgrad dieser beiden Kollektorfelder kaum durch die inhomogene Strömungsverteilung beeinflusst wird.

Eine weitere Kennzahl könnte definiert werden als "Strömungs-Ungleichverteilung", also als Verhältnis zwischen maximalem und minimalem Massenstrom aller Absorberrohre im gesamten Kollektorfeld. Diese Größe wurde jedoch in ParaSol nicht als Kennzahl definiert, weil sie im Gegensatz zu den anderen Kennzahlen keine einfache technische Interpretation zu-

lässt. Berechnet man die Strömungs-Ungleichverteilung für die beiden Referenz-Kollektorfelder, ergeben sich Werte von 1,43 für das Harfen- und 1,75 für das Mäanderfeld. Diese Werte liegen deutlich über dem von der VDI-Richtlinie 6002 [3] empfohlenen Wert von 1,22. Dennoch weisen beide Referenz-Kollektorfelder einwandfreies technisches und betriebswirtschaftliches Verhalten auf.

Obwohl die Kollektorflächen und die spezifischen Massenströme für beide Referenz-Kollektorfelder identisch sind und die Leistungs-Outputs ähnlich, unterscheiden sich die Absorberrohr-Reynoldszahlen doch deutlich. Dieser Unterschied ist eine Folge der gewählten Kollektorfeld-Verschaltung. Die minimale (maximale) Reynoldszahl ist 3451 (8812) im Harfen- und 2839 (7169) im Mäander-Feld. Wie weiter oben beschrieben, führt dies zu höheren Kollektorfeld-Wirkungsgraden auf Grund des besseren Wärmeübergangs im Absorberrohr. Die Unterschiede in den Reynoldszahlen sind verantwortlich für den geringfügig höheren Wirkungsgrad und die höhere Vorlauftemperatur des Harfen-Felds (siehe Tabelle 28).

Die maximalen Strömungsgeschwindigkeiten treten in beiden Kollektorfeldern nicht in den Absorberrohren, sondern in den Verbindungsleitungen auf. In beiden Kollektorfeldern werden relativ hohe Strömungsgeschwindigkeiten erreicht (1,69 m/s im Harfen-, 1,71 m/s im Mäander-Feld), aber diese Werte sind wohl noch akzeptabel – siehe dazu auch Kapitel 9.1.1.

Der Gesamt-Druckverlust der beiden Referenz-Kollektorfelder liegt bei 1,94 bar für das Harfen- und 1,78 bar für das Mäander-Feld und stellt somit kein Sicherheits-relevantes Risiko dar. Die Druckverlust-Werte sind in Kombination mit der Kennzahl "Verhältnis von hydraulischer zu thermischer Leistung" interessant: Das Harfen-Kollektorfeld benötigt mehr Pumpenstrom als das Mäanderfeld, um die gleiche thermische Leistung zu "ernten": Das Harfenfeld benötigt $1,37 W_{\text{hyd}}$ hydraulische Leistung für eine thermische Leistung von 1 kW_{th} , beim Mäanderfeld liegt diese Zahl bei $1,27 W_{\text{hyd}}$, eine Reduktion um 7%.

Die beiden Referenz-Kollektorfelder haben unterschiedliche interne Rohrdimensionen (siehe Abbildung 67). Aus diesem Grund ist die "spezifische Kupfermasse" des Mäanderkollektors ($1,96 \text{ kg}_{\text{Cu}}/\text{m}^2_{\text{gr}}$) deutlich höher als jene des Harfenkollektors ($1,28 \text{ kg}_{\text{Cu}}/\text{m}^2_{\text{gr}}$), was zu höheren Materialkosten in der Kollektorproduktion führt. Andererseits erlaubt die Kollektorverschaltung des Mäanderkollektors kürzere Rohrlängen der Verbindungsleitungen, denn die Haupt-Anspeiseleitung des Harfenfelds (rund 100m lang, siehe Abbildung 67) ist beim Mäanderfeld nicht notwendig. Dies wird durch die Werte der Kennzahl "spezifische Metallmasse der Kollektorfeldverrohrung" deutlich: das Harfenfeld benötigt pro m^2 Bruttofläche 0,84 kg Stahl, das Mäanderfeld hingegen nur 0,50 kg.

Ein weiterer Unterschied in der Verrohrung der beiden Referenz-Kollektorfelder besteht in der Trassenlänge der Verrohrung: Beim Harfenfeld sind Rücklauf- und Vorlaufleitungen auf gegenüberliegenden Seiten, dadurch ist eine lange Verbindungsleitung notwendig, obwohl das Feld übergeordnet in Nicht-Tichelmann (d.h. Rohrleitungs-sparender) verschaltet ist (siehe Abbildung 67). Dies wird aus den Werten der Kennzahl "Trassenlänge der Kollektorfeldverrohrung" deutlich: $6,3 \text{ cm}/\text{m}^2_{\text{gr}}$ für das Harfenfeld, aber nur $2,1 \text{ cm}/\text{m}^2_{\text{gr}}$ für das Mäan-

derfeld. Das Mäanderfeld benötigt die Haupt-Zuleitung nicht, und außerdem liegen Rück- und Vorlaufleitung auf der gleichen Seite des Felds, was etwa bei erdverlegten Leitungen einen deutlichen Kostenvorteil bei Grabungsarbeiten darstellt.

Die Wärmekapazitäten der Referenz-Kollektorfelder zeigen, dass beide thermisch schwer sind. Die Referenz-Kollektoren haben absolute Wärmekapazitäten von 128 kJ/K (Harfe) bzw. 119 kJ/K (Mäander), siehe Tabelle 26. Zusammen mit der aufwändigeren Verrohrung für das Harfen-Kollektorfeld ergibt sich für die Kennzahl "Wärmekapazität des Kollektorfelds" ein Wert von 11,3 kJ/m²_{gr}K für das Harfen-, aber nur 9,6 kJ/m²_{gr}K für das Mäanderfeld. Die Bedeutung dieser Werte wird an Hand eines Berechnungs-Beispiels deutlich: Angenommen, die Kollektorfelder müssen um 65 K aufgewärmt werden, um Betriebstemperatur zu erreichen. Dann betragen die kapazitiven Wärmeverluste 0,20 kWh/m²_{gr} für das Harfen- und 0,17 kWh/m²_{gr} für das Mäanderfeld. Bei Annahme eines spezifischen Tagesertrags von 3,3 kWh/m²_{gr} würden die kapazitiven Wärmeverluste beim Harfenfeld 6,2% und beim Mäanderfeld 5,2% ausmachen. Daraus wird klar, dass thermisch leichtere Kollektoren den großen Vorteil geringerer kapazitiver Wärmeverluste haben.

Tabelle 27: Auswahl und Gegenüberstellung einiger charakteristischer Kennzahlen, in denen sich die beiden Referenz-Kollektorfelder aus Abbildung 67 deutlich unterscheiden.

Feld 1 (Harfenkollektoren)	Feld 2 (Mäanderkollektoren)
<i>Trassenlänge Verrohrung</i> (z.B. Bewertung Kosten Grabungsarbeiten)	
6.3 cm/m ² _{gr} (gesamt ~300m)	2.1 cm/m ² _{gr} (gesamt ~100m)
<i>Metallmasse Verrohrung</i> (Bewertung Verrohrungsaufwand)	
0.84 kg _{steel} /m ² _{gr} (ges. ~3800 kg _{steel})	0.50 kg _{steel} /m ² _{gr} (ges. ~2250 kg _{steel} = -60%)
<i>Kupfermasse Kollektoren</i> (Bewertung Kosten Kollektorproduktion)	
1.28 kg _{Cu} /m ² _{gr} (ges. ~5750 kg _{Cu})	1.96 kg _{Cu} /m ² _{gr} (ges. ~8800 kg _{Cu} = +53%)
<i>Thermische Kapazität</i> (Bewertung Aufheiz- / Abkühl-Wärmeverluste)	
11.3 kJ/m ² _{gr} ·K (Kollektoren: 76%)	9.6 kJ/m ² _{gr} ·K (Kollektoren: 83%)
<i>Hydraulische Leistung</i> (Bewertung des Pumpenstroms)	
1.37 W _{hyd} /kW _{th} (3800 W _{hyd})	1.27 W _{hyd} /kW _{th} (3500 W _{hyd} = -8%)

Tabelle 28: Ergebnisse klassischer Kennzahlen für die Harfen- und das Mäander-Referenz-Kollektorfelder aus Abbildung 67.

"Klassische" Berechnungsergebnisse	Harfen-Feld	Mäander-Feld
Kollektorflächen: Brutto-, Apertur-	4800 m ² _{gr} , 4492 m ² _{ap}	4800 m ² _{gr} , 4492 m ² _{ap}
Thermische Leistung: absolut, spezifisch	2769 kW, 577 W/m ² _{gr}	2763 kW, 576 W/m ² _{gr}
Vorlauftemperatur	86.3°C	86.2°C
Absorbertemperaturen (VL-seitig): max, min	89.6°C, 84.2°C	89.0°C, 82.8°C
thermischer Wirkungsgrad gesamt	62.2%	62.0%
Strömungs-Ungleichverteilung (max / min)	1.43	1.75

Tabelle 29: Ergebnisse der charakteristischen Kennzahlen von ParaSol für die beiden Referenz-Kollektorfelder aus Abbildung 67.

Charakteristische Kennzahl	Harfen-Feld	Mäander-Feld
Stagnations-Temp.-Reserve: Minimum Mittelwert, Minimum / Mittelwert	41.0 K, 44.4 K, 92.3%	41.5 K, 44.4 K, 93.6%
Maximale Strömungsgeschwindigkeit	1.69 m/s	1.71 m/s
Absorber-Reynoldszahl: min, max	3451, 8812	2839, 7169
spezifische Metallmasse der Kollektorfelddarrohrung	0.84 kg _{steel} /m ² _{gr}	0.50 kg _{steel} /m ² _{gr}
Trassenlänge der Kollektorfelddarrohrung	~6.3 cm/m ² _{gr}	~2.1 cm/m ² _{gr}
spezifische Kupfermasse im Solarkollektor	1.28 kg _{Cu} /m ² _{gr}	1.96 kg _{Cu} /m ² _{gr}
Wärmekapazität des Kollektorfeldd	11.3 kJ/m ² _{gr} ·K	9.6 kJ/m ² _{gr} ·K
Verhältnis von hydraulischer zu thermischer Leistung	1.37 W _{hyd} /kW _{th}	1.27 W _{hyd} /kW _{th}
Gesamtdruckverlust	1.94 bar	1.78 bar
Wirkungsgradeinbuße auf Grund inhomogener Strömungsverteilung	0.03%	0.04%
Gesamtes Entleerungsverhalten	schlecht	gut

9.2 Kollektorfeld-Verhalten für verschiedene Verschaltungen

In der Folge werden für die in Kapitel 9.1 vorgestellten charakteristischen Kennzahlen ausgewählte grafische Darstellungen gezeigt. Die Grafiken beziehen sich jeweils auf drei verschiedene Verschaltungsvarianten, wie in Abbildung 68 dargestellt. Allen Varianten liegen Großflächen-Mäanderkollektoren des Kollektorherstellers und Projektpartners GREEN-oneTEC zu Grunde. Die genaue technische Ausführung dieser Kollektoren kann aus Gründen des Know-How-Schutzes hier leider nicht im Detail wiedergegeben werden.

Neue Energien 2020 - 4. Ausschreibung

Klima- und Energiefonds des Bundes – Abwicklung durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft FFG

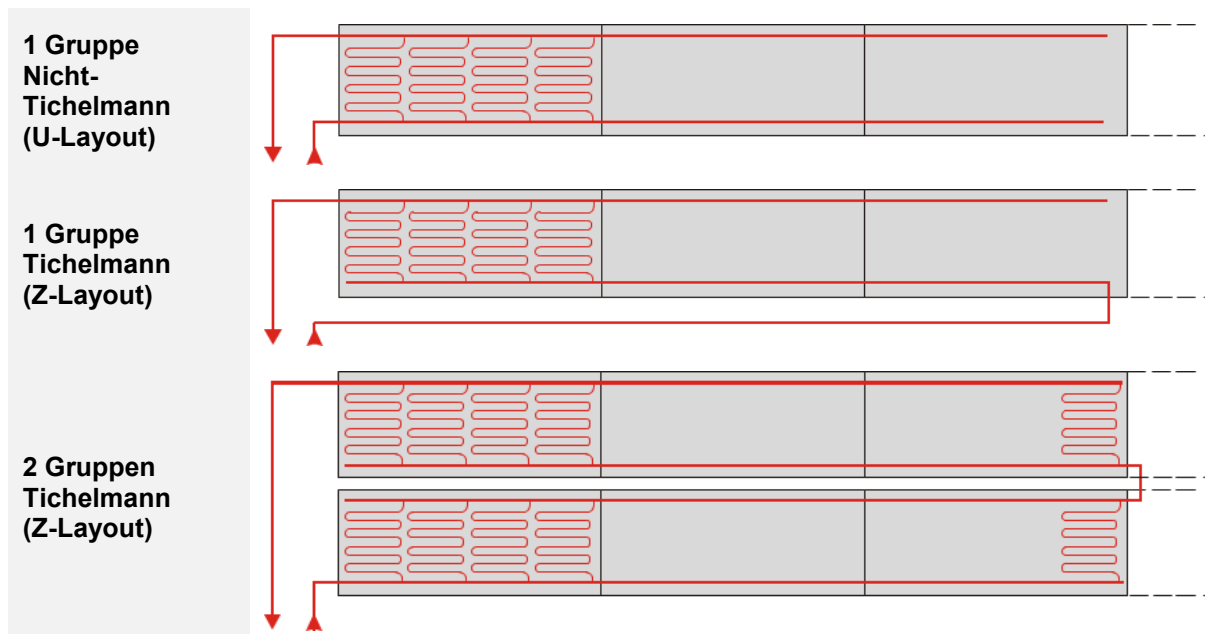


Abbildung 68: Übersicht der Verschaltungs-Varianten für Mäander-Großflächenkollektoren, für die in der Folge Ergebnis-Ausschnitte gezeigt werden.

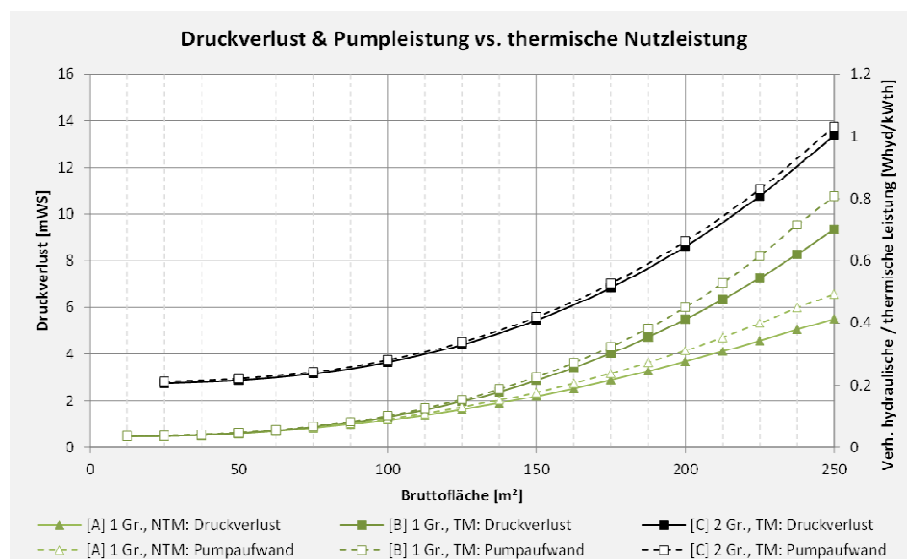


Abbildung 69: Der Druckverlust für die Verschaltungsvariante "2 Gruppen" liegt auch bereits bei niedrigen Kollektorflächen deutlich über den Druckverlusten in 1 Gruppe. Bei großen Kollektorflächen steigt der Druckverlust der Nicht-Tichelmann-Verschaltung am geringsten an, dies geht allerdings auf Kosten der Strömungs-Ungleichverteilung (siehe Abbildung 70 und Abbildung 71).

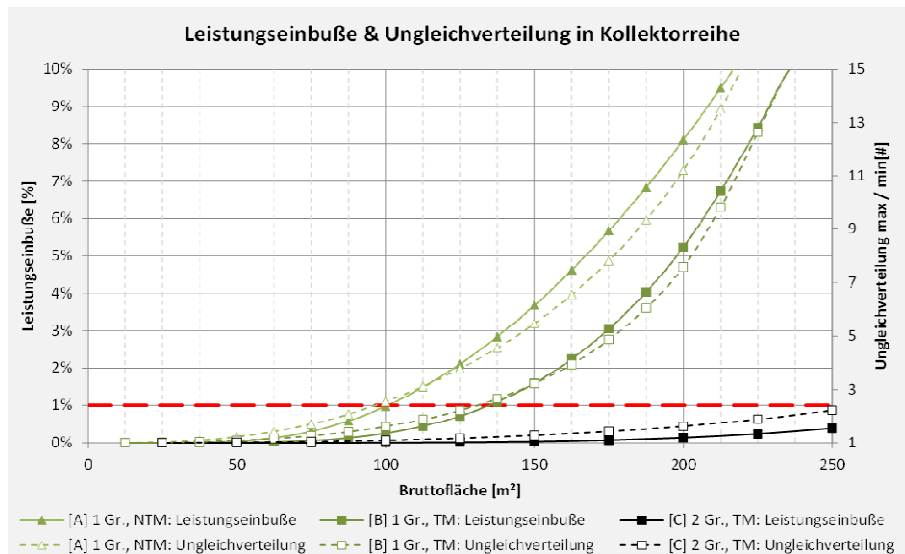


Abbildung 70: Die Verschaltung in 1 Gruppe, sowohl in Tichelmann als auch Nicht-Tichelmann, führt bei den Mäander-Kollektoren ab einer gewissen Kollektorfläche unweigerlich zu deutlichen Strömungs-Ungleichverteilungen und damit einhergehend zu deutlichen Leistungseinbußen. Bei der 2-Gruppen-Verschaltung sind wesentlich weniger Mäanderrohre parallel verschaltet, das führt zu einer homogenen Strömungsverteilung und damit zu sehr geringen Leistungseinbußen auch bei großen Kollektorflächen.

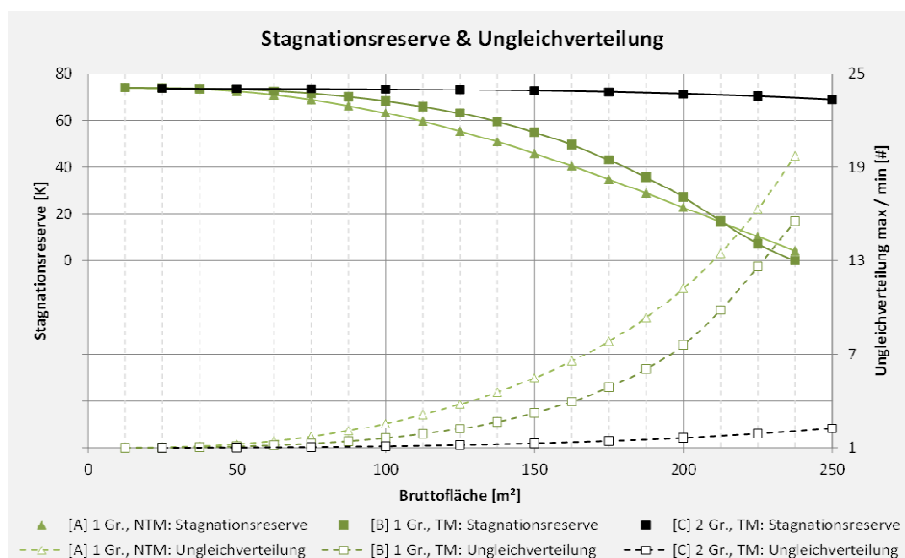


Abbildung 71: Die bereits bei Abbildung 70 beschriebene Strömungs-Ungleichverteilung bei den beiden Verschaltungen der Mäander-Kollektoren in 1 Gruppe führt ab einer Kollektorfläche von rund 100 m² zu einer deutlichen Abnahme der Temperatur-Stagnationsreserve. Die homogenere Strömungsverteilung der 2-Gruppen-Verschaltung (siehe gestrichelte Linie unten) führt hier zu einer anhaltend guten Temperatur-Stagnationsreserve.

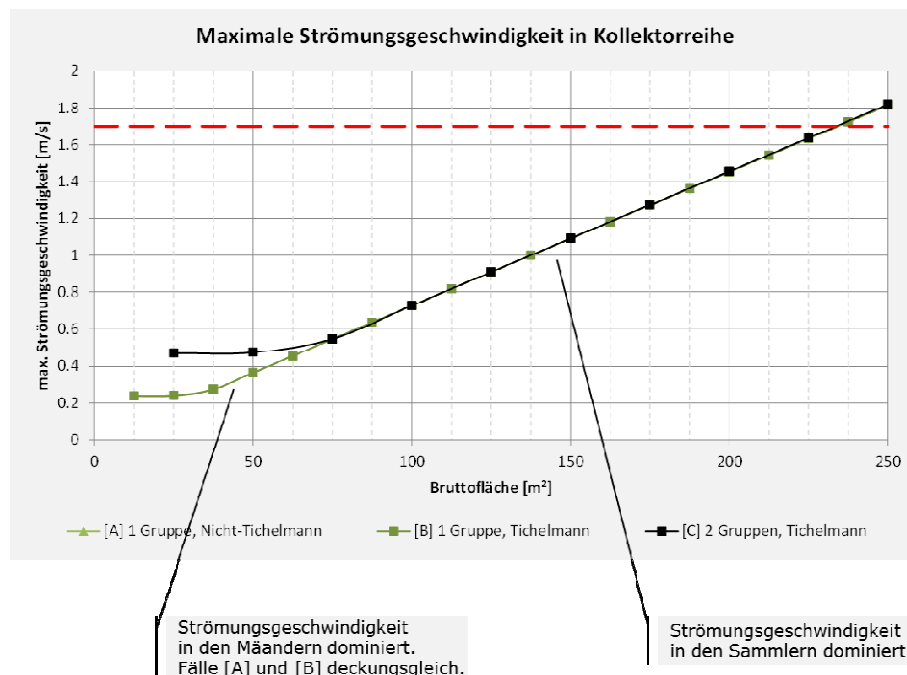


Abbildung 72: Die maximale Strömungsgeschwindigkeit steigt erwartungsgemäß bei allen Verschaltungsvarianten linear mit der Bruttofläche. Bei geringeren Kollektorflächen dominiert hier die Strömungsgeschwindigkeit in den Mäanderrohren, sodass sich die 1-Guppen- und 2-Gruppen-Verschaltungen unterscheiden; bei größeren Kollektorflächen treten die maximalen Strömungsgeschwindigkeiten in den Sammlern auf, sodass alle Verschaltungsvarianten deckungsgleich sind.

9.3 Variation Massenstrom

Die folgenden Abbildungen zeigen den Verlauf ausgewählter charakteristischer Kennzahlen, die insbesondere die Veränderung der Kennzahlen über unterschiedliche Massenströme darstellen sollen. Aufgetragen sind die Kennzahlen-Kurven jeweils für 4 Massenströme (10 kg/m²h, 15 kg/m²h, 20 kg/m²h, 25 kg/m²h) und für unterschiedliche Kollektorflächen. Die Massenströme ergeben sich bei einer Kollektorfeld-Planung in der Praxis aus der vorgegebenen Spreizung des Kollektorfelds. Diese Spreizung ist in der Regel durch die Senke bzw. durch den Prozess, für den die Solaranlage Energie liefert, vorgegeben. Die zu Grunde liegende Verschaltung sind Mäanderkollektoren in 1 Gruppe mit Tichelmann-Verschaltung (siehe Abbildung 68, mittleres Bild). Dargestellt sind folgende Kennzahlen in dieser Reihenfolge:

- Druckverlust & hydraulische Pumpleistung vs. thermische Nutzleistung
- Leistungseinbuße & Volumenstrom-Ungleichverteilung in Kollektorreihe
- maximale Strömungsgeschwindigkeit in der Kollektorreihe
- Stagnationsreserve & heißester Mäander in der Kollektorreihe

Neue Energien 2020 - 4. Ausschreibung

Klima- und Energiefonds des Bundes – Abwicklung durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft FFG

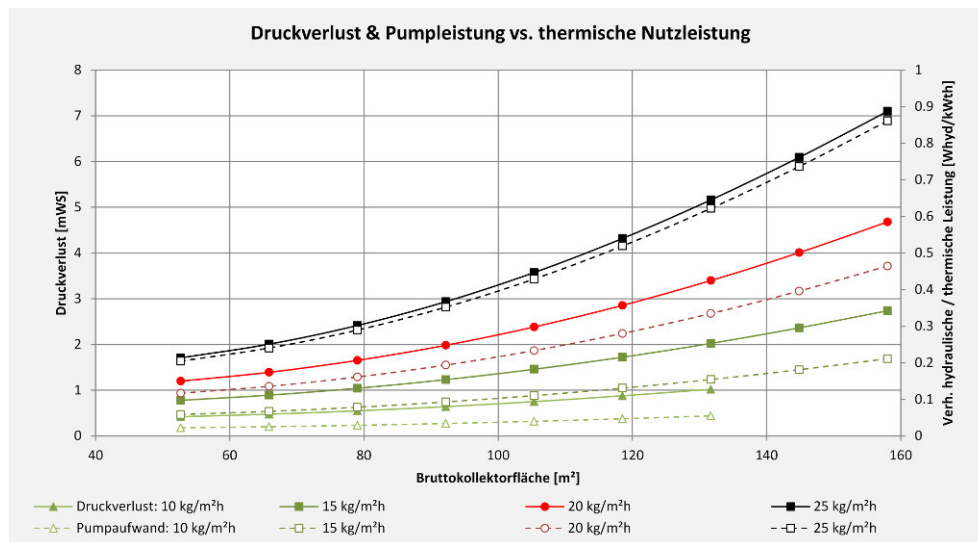


Abbildung 73: Wie zu erwarten, steigt das Verhältnis von notwendiger hydraulischer Leistung zur Gewinnung einer bestimmten thermischen Leistung mit steigendem Massenstrom überproportional stark.

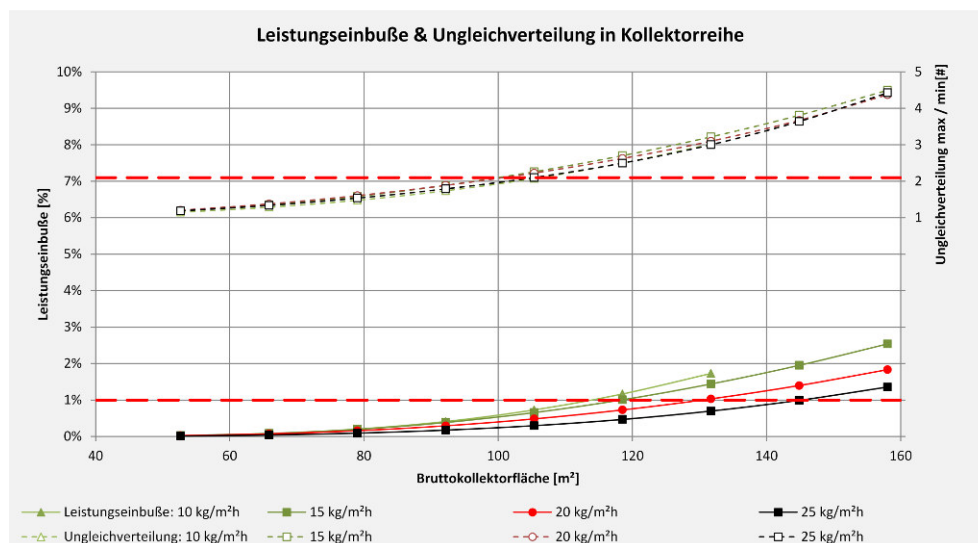


Abbildung 74: Während die Ungleichverteilung (inhomogene Volumenstromverteilung) bei allen Massenströmen in etwa gleich ist, ist aus der unteren Kurvenschar (Leistungseinbuße) deutlich erkennbar, dass die Leistungseinbuße auf Grund inhomogener Strömungsverteilung bei niedrigen Massenströmen schlechter ist und somit die maximal verschaltbare Kollektorfläche einer Reihe begrenzt.

Neue Energien 2020 - 4. Ausschreibung

Klima- und Energiefonds des Bundes – Abwicklung durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft FFG

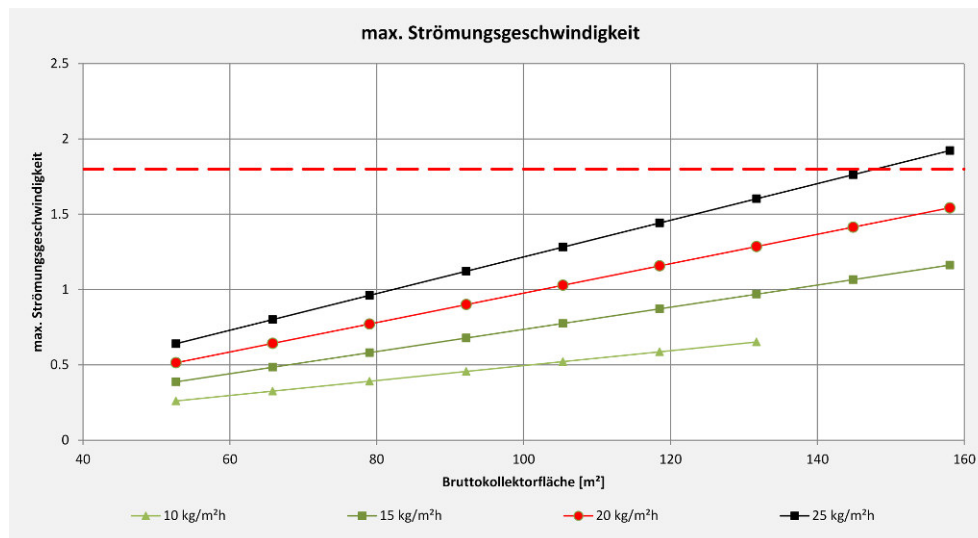


Abbildung 75: Je nach Kollektor- und Kollektorfeld-Geometrie kann die maximale Strömungsgeschwindigkeit zu einem begrenzenden Faktor für die maximal verschaltbare Fläche werden. Dies gilt, wie aus dieser Abbildung klar ersichtlich, für große Massenströme.

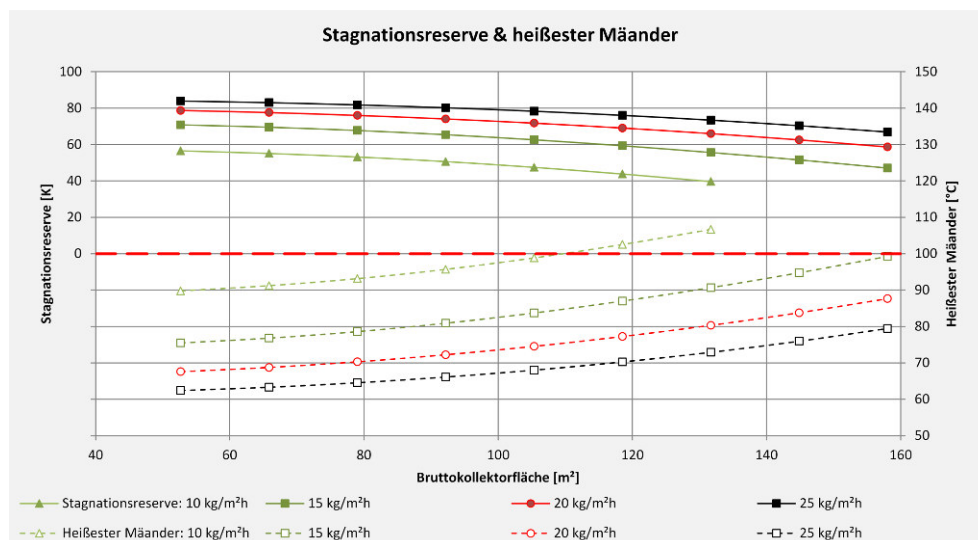


Abbildung 76: Die Temperatur des jeweils heißesten Mäanders (Kurvenschar unten) nimmt bei steigender Kollektorfläche und bei sinkendem Massenstrom zu. Ab einer bestimmten Grenze (hier z.B. ca. 140 m² Kollektorfläche bei 10 kg/m²h) wird im heißesten Mäander die Siedetemperatur erreicht. Die Stagnationsreserve zeigt den umgekehrten Verlauf und ist bei höheren Massenströmen größer.

Neue Energien 2020 - 4. Ausschreibung

Klima- und Energiefonds des Bundes – Abwicklung durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft FFG

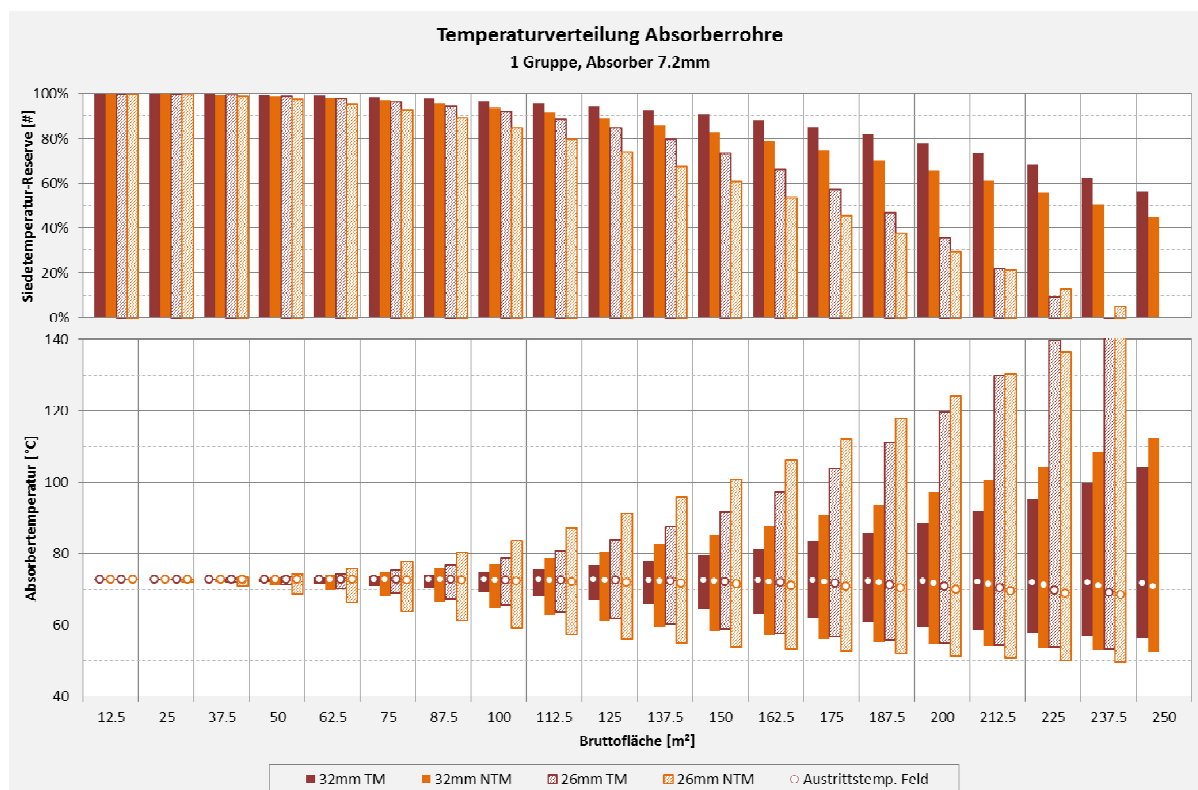


Abbildung 77: Unteres Bild: Verteilung der Absorbertemperaturen für Mäanderkollektoren, verschaltet in 1 Gruppe Tichelmann (TM) und Nicht-Tichelmann (NTM), siehe obere zwei Grafiken in Abbildung 68. Die dunkleren Balken stellen Mäanderkollektoren mit 32mm-Sammler, die helleren 26mm-Sammler dar, beide mit einem 7.2mm-Absorber. Klar erkenntlich ist, dass die Temperaturungleichverteilung mit zunehmender Kollektorfläche schlechter wird (Siedetemperatur-Reserve sinkt). Erkennbar ist weiters, dass sich der Mäanderkollektor mit dem 32mm-Sammler über den gesamten Kollektorflächen-Bereich wesentlich besser verhält als der Mäanderkollektor mit dem 26mm-Sammler.

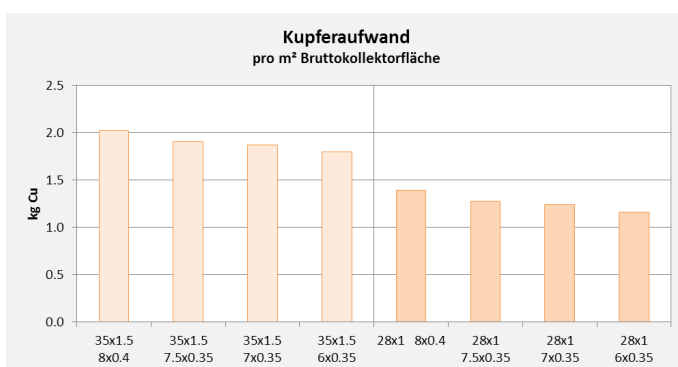


Abbildung 78: Der Kupferaufwand im Kollektor ist eine der charakteristischen Kennzahlen (siehe Tabelle 25). Üblicherweise erlaubt der gezielte Einsatz größerer Rohrdimensionen im Kollektor kostengünstigere Kollektorfeldverschaltungen. Dafür muss im Kollektor selbst mehr Kupfer verwendet werden. Dargestellt sind verschiedene Kollektorvarianten (charakterisiert durch Sammler- und Absorber-Dimension).

9.4 Kollektorfelder bei geringer Einstrahlung

Häufig werden Kollektorfelder nicht in der Nähe der Auslegungsleistung betrieben, weil ungünstige äußere Bedingungen dies so bedingen. Damit sind in erster Linie ungünstige Wetterbedingungen gemeint: niedrige Einstrahlung und niedrige Außentemperaturen, evtl. kombiniert mit hohen Betriebstemperaturen. Im Projekt ParaSol wurde das Verhalten von Kollektoren bei solchen ungünstigen Betriebsbedingungen untersucht, mit der Frage, wie weit der Betrieb eines Kollektorfelds noch sinnvollerweise durch Reduktion des Massenstroms ausgleichbar ist.

Dazu wurden zwei hocheffiziente Kollektoren angenommen, ein Harfen- und ein Mäanderkollektor mit gleicher Absorberfläche und gleicher Wirkungsgrad-Kennlinie (siehe Tabelle 30). Die Kollektoren sind für schlechte Umgebungsbedingungen (hier z.B. Außentemperatur 0°C) und hohe Vorlauftemperaturen (hier 85°C) ausgelegt ist. Die Globalstrahlung in Kollektorebene wurde in einem Bereich von 200 bis 800 W/m² variiert.

Wie aus Abbildung 79 und Tabelle 31 erkennbar ist, ist in diesem Fall ein Betrieb ab einer Einstrahlung von etwa 350 bis 400 W/m² sinnvoll und durch starke Reduktion des Massenstroms kompensierbar. Die Massenströme sinken dabei wesentlich stärker als die Einstrahlung: Von 1000 auf 400 W/m² (Einstrahlungs-Verhältnis 2,5:1) muss der Massenstrom für den Mäander-Kollektor von 12,82 auf 2,40 kg/m²_{abs}h gesenkt werden (Massenstrom-Verhältnis 5,34:1), für den Harfen-Kollektor von 12,54 auf 2,35 kg/m²_{abs}h (Verhältnis 5,30:1), siehe auch Tabelle 31. Die Massenströme liegen dabei für den Harfen-Kollektor nochmal um ca. 2% unter denen des Mäander-Kollektors, siehe auch Abbildung 79. Als technische Herausforderung muss daher eine Pumpenschaltung gewählt werden, die effizient über einen sehr weiten Volumenstrombereich funktioniert.

Tabelle 30: Folgende Annahmen zu Kollektor und Betriebsbedingungen wurden für die Berechnungen in diesem Kapitel zu den Berechnungen bei geringer Einstrahlung zu Grunde gelegt.

Randbedingungen in den Berechnungen		
Globalstrahlung Kollektorebene	200..800	W/m ²
Umgebungstemperatur	0	°C
Rücklauftemperatur	40	°C
Soll-Vorlauftemperatur	85	°C
Absolutdruck im Kollektorkreis	4	bar
Propylenglykol	Tyfocor L (plausibel)	
Glykolgehalt	35	%
Kollektorneigung	45	°
angenommene Wirkungsgrad-Kennlinie (gemessen bei Wasser, 1000 W/m ²)	$\eta_0=0,838 \quad c_1=2,66 \quad c_2=0,007$	

Neue Energien 2020 - 4. Ausschreibung

Klima- und Energiefonds des Bundes – Abwicklung durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft FFG

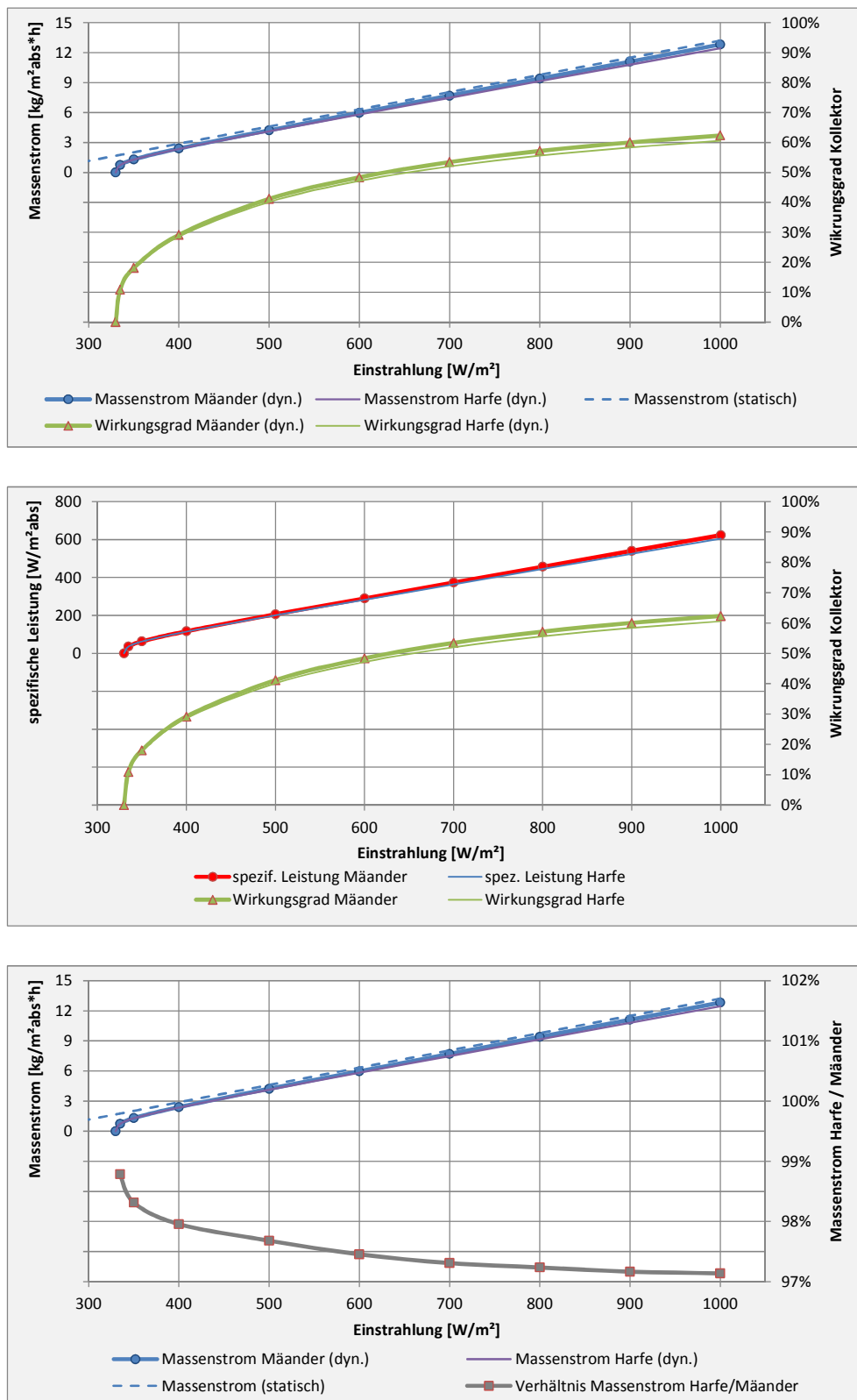


Abbildung 79: Massenstrom, Wirkungsgrad und spezifische Leistung von Mäander- und Harfen-Kollektor in Abhängigkeit der Globalstrahlung, für die Betriebsbedingungen aus Tabelle 30. Die Ergebnisse des Harfenkollektors liegen leicht unter jenen des Mäander-Kollektors.

Tabelle 31: Vergleich der notwendigen Massenströme für den Betrieb eines Kollektors bei geringen Einstrahlungen (Globalstrahlung Kollektorebene) wie in Tabelle 30 spezifiziert

Einstrahlung [W/m ²]	Massenstrom [kg/m ² _{abs} *h]	
	Mäander	Harfe
1000	12.820	12.453
900	11.115	10.800
800	9.405	9.145
700	7.690	7.483
600	5.970	5.818
500	4.225	4.127
400	2.397	2.348
350	1.305	1.283
335	0.740	0.731
330	0.000	0.000

9.5 Beispiel-Kollektorfeld mit 6000 m² Kollektorfläche

In der Folge wird an Hand eines kurzen Beispiels dargestellt, wie sich die bisherigen Erkenntnisse und Erläuterungen aus ParaSol auf ein reales, sehr großes Kollektorfeld mit einer Brutto-Kollektorfläche von rund 6000 m²_{gr} auswirken. Das Kollektorfeld kann aus Gründen des Know-How-Schutzes nicht gezeigt werden. Es handelt sich um ein Kollektorfeld, bei dem die Kollektoren auf dem Erdboden frei aufgeständert werden. Dadurch muss sich das Kollektorfeld notwendigerweise an die Grundstücksgrenzen anpassen. Durch die geforderte Südausrichtung ergibt sich ein stark unregelmäßiges Kollektorfeld: Das Kollektorfeld besteht aus 28 Kollektorreihen, wobei die Anzahl Kollektoren pro Reihe zwischen 4 und 11 schwankt.

Für die beispielhafte Verschaltung wurden marktübliche Großflächen-Mäanderkollektoren angenommen; konstruktive und andere technische Details zu diesen Kollektoren können an dieser Stelle auf Grund des Know-how-Schutzes nicht wiedergegeben werden. Die prinzipielle Aussage dieses Beispiels ist jedoch auch nicht von den Kollektor-Details abhängig.

Die im Rahmen des Projekts ParaSol weiterentwickelte Berechnungsumgebung "Solar" [45] kann für die Auslegung und Detailplanung eines solchen Kollektorfelds nun konkrete Ergebnisse bereitstellen: Ist der verwendete Kollektor hydraulisch und thermisch korrekt abgebildet, dann können im Tool die einzelnen Kollektorreihen und deren Verschaltung im Kollektorfeld modelliert werden – in diesem Fall mit zentraler Anspeisung und stark asymmetrischen Kollektorreihen auf beiden Seiten der Anspeisung.

Für die so modellierte Kollektorfeld-Verschaltung kann das Tool nun Vorschläge für gestufte Sammelleitungen (Anspeiseleitungen) berechnen. Bei diesem Beispiel-Kollektorfeld sind insg. 28 Kollektorreihen parallel verschaltet; die gestuften Rohrdimensionen für die 27 dazwischen liegenden Sammelleitungen sind in Abbildung 80 dargestellt.

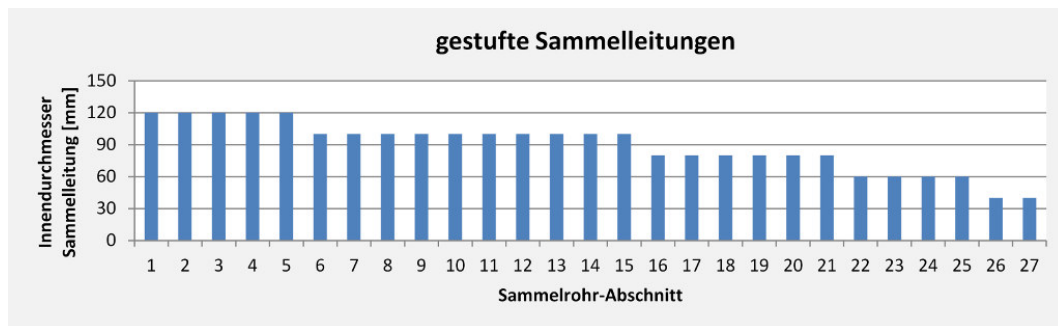


Abbildung 80: Vorschlag für gestufte Sammelleitungen (Anspeiseleitungen), wie durch die Berechnungsumgebung "Solar" [45] für das große Kollektorfeld aus diesem Abschnitt berechnet.

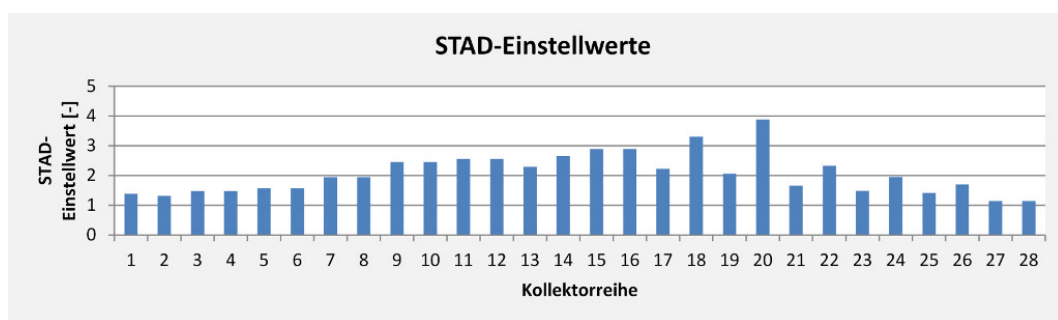


Abbildung 81: Vorschlag für die Einstellwerte der Strangreguliertventile (STAD) mit einem Bezugsdurchmesser von 25mm. Die Ventile sind in einem Bereich von 0.5 und 4 einstellbar. Die Einstellwerte wurden von der Berechnungsumgebung "Solar" [45] vorausberechnet. Damit kann die hydraulische Einregulierung a priori im Planungsprozess erfolgen und muss nicht mühsam im Feld erfolgen.

Auf Grund der starken Asymmetrie dieses Kollektorfelds wird angenommen, dass in jede einzelne Kollektorreihe ein Strangreguliertventil eingebaut wird. Ohne Strangreguliertventile wäre eine ausreichend homogene Strömungsverteilung nur bei hohen und gleichmäßigen Druckverlusten aller Kollektorreihen möglich, was in diesem Fall jedoch nicht gegeben ist – daher die Annahme der Strangreguliertventile. Für ein konkretes, passendes Produkt kann nun in der Berechnungsumgebung "Solar" [45] die Ventilkennlinie (Druckverlust vs. Einstellwert des Ventils) hinterlegt werden.

Ähnlich wie für die Anlage Elisabethinen der Abgleich der Strangreguliertventile vorausberechnet wurde (siehe Kapitel 8.3, S. 90, und insb. Abbildung 64), kann nun auch in diesem Beispiel die Berechnungsumgebung "Solar" [45] die Einstellwerte der Strangreguliertventile an Hand der theoretischen Kollektorfeldanalyse a priori berechnen. Die entsprechenden Einstellwerte für die 28 Strangreguliertventile (STAD-Ventile) sind in Abbildung 81 dargestellt. Der große Vorteil dieser Vorgangsweise ist die Möglichkeit, den hydraulischen Abgleich im Rahmen der Kollektorfeld-Analyse in der Anlagenplanung vorauszuberechnen. Damit könnte die aufwändige Durchführung des hydraulischen Abgleichs im Feld eingespart werden.

Beim Vergleich der Ergebnisse zwischen den Verschaltungsvarianten mit und ohne STAD-Ventile wird weiters folgendes deutlich (siehe Abbildung 82):

- Die spezifische Leistung des Kollektorfelds ist in beiden Fällen fast identisch, die Austrittstemperaturen unterscheiden sich nur um 0,3°C.
- Die maximalen Absorbertemperaturen (als Maß für das Risiko für partielle Stagnation) liegen ohne STAD-Ventile um fast 15K höher als mit STAD-Ventilen. Das Risiko für partielle Stagnation ist daher ohne STAD-Ventile deutlich höher.
- Der Druckverlust über das gesamte Kollektorfeld ist ohne STAD-Ventile fast doppelt so hoch wie mit STAD-Ventilen. Ohne STAD-Ventile benötigt das Kollektorfeld also knapp doppelt so viel Pumpenstrom wie mit STAD-Ventilen.

Tabelle 32: Beispielhafte Ergebnisse für das Beispiel-Kollektorfeld, mit Vergleich der Verschaltungsvarianten mit und ohne Strangreguliertventile (STAD). Deutlich sind insb. die großen Unterschiede in der maximalen Absorbertemperatur, im Druckverlust bzw. der hydraulischen Förderleistung.

	ohne STAD	mit STAD	
spezifische Leistung bezogen auf Bruttofläche	429	432	W/m ²
Austrittstemperatur gesamtes Feld	85.0	85.3	°C
maximale Absorbertemperatur	100.7	86.0	°C
Druckverlust ges. Kollektorfeld (ohne Zuleitungen)	7.3	3.8	mWS
hydraulische Förderleistung Kollektorfeld	1056	557	W

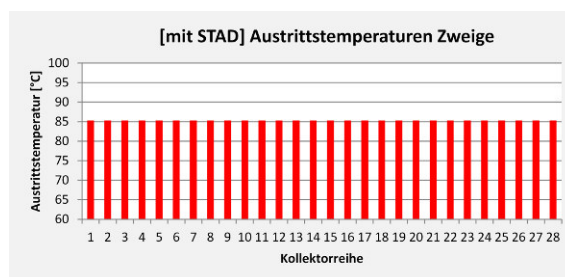
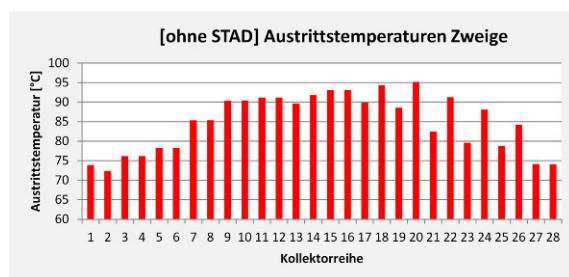
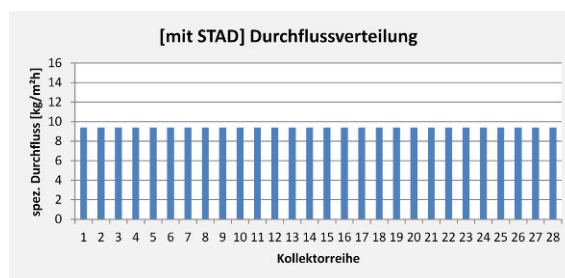
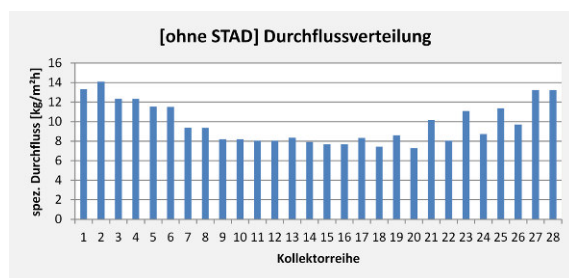


Abbildung 82: Vergleich der Durchfluss- und Temperaturverteilung mit und ohne Strangreguliertventile (STAD) für das große Kollektorfeld aus diesem Abschnitt. Ohne STAD beträgt das Volumenstrom-Verhältnis rund 2:1, mit STAD ist das Auslegungsziel eine perfekt homogene Strömungsverteilung. Ohne STAD schwanken die Vorlauftemperaturen der Kollektorreihen in einem Bereich von etwa 70..95°C, mit STAD liefern alle Kollektorreihen die gleiche Vorlauftemperatur von 85,3°C.

9.6 Maximale verschaltbare Kollektorflächen

Eine der zentralen Fragestellungen bei der Verschaltung großer Kollektorfelder ist die maximal verschaltbare Fläche in einer Kollektorreihe. Wie im Kapitel über die charakteristischen Kennzahlen 9.1 ausführlicher beschrieben, ist die Verschaltung großer Flächen ein zentraler Ansatzpunkt, um die Kosten für das gesamte Kollektorfeld gering zu halten. In diesem Kapitel soll daher die Frage nach der maximal verschaltbaren Kollektorfläche an Hand einiger Beispiele beleuchtet werden. Da bei großen Kollektorfeldern zwangsläufig immer mehrere Kollektorreihen parallel verschaltet werden müssen, reduziert sich die Fragestellung auf die maximal verschaltbare Kollektorfläche pro Kollektorreihe. Grundsätzlich ist die Frage nach der maximal verschaltbaren Fläche immer in Zusammenhang mit der Geometrie des einzusetzenden Kollektors zu sehen.

Harfenkollektoren haben in der Regel zwei Anschlüsse und werden zur Verschaltung großer Flächen in Serie miteinander verschaltet. Jeder Kollektor erhöht die Temperatur des Wärmeträgers relativ wenig, was auch bedingt, dass der letzte Kollektor einer Kollektorreihe bei einer wesentlich höheren Temperatur betrieben wird als der erste. Beim Harfenkollektor werden relativ wenige Absorberrohre parallel durchströmt, und in jedem Kollektor muss der gesamte Volumenstrom des Wärmeträgers durch die Sammelrohre strömen. Diese Verschaltung bedingt bei den hohen Volumenströmen, wie sie für große Solaranlagen typisch sind, geringe Strömungs-Ungleichverteilungen in den Kollektoren bei gleichzeitig hohen Druckverlusten, die auf übergeordneter Ebene wiederum zur gewünschten hohen Druckverlust-Autorität der Kollektorreihen führen. Da der spezifische Volumenstrom bei gegebener Spreizung der Solaranlage eine vorgegebene Größe ist, steigt bei zunehmender Kollektorfläche pro Reihe der Gesamt-Volumenstrom mit der verschalteten Kollektorfläche. Damit steigt der Druckverlust der Reihe in etwa quadratisch mit der Kollektorfläche. Die Anzahl parallel verschalteter Absorberrohre hingegen bleibt mit steigender Kollektorfläche in der Reihe konstant, somit wird auch die Ungleichverteilung bei steigender Kollektorfläche nicht wesentlich schlechter und ist generell als unproblematisch anzusehen. Als limitierende Größe für die maximal verschaltbare Fläche pro Kollektorreihe sind Druckverlust und Strömungsgeschwindigkeit in den Sammelrohren anzusehen, sodass für die Verschaltung großer Kollektorflächen Kollektoren mit großen Sammlerdurchmessern einzusetzen sind. Längenkompensatoren zwischen den Kollektoren erhöhen den Druckverlust der Kollektorreihe, sind aber aus Sicht der Strömungsverteilung unkritisch. Druckverlust und Strömungsgeschwindigkeit in den Absorberrohren können über den Rohrdurchmesser der Absorberrohre kontrolliert werden und sind daher prinzipiell als unproblematisch anzusehen.

Beim Mäanderkollektor ist die Situation grundlegend anders: Mäanderkollektoren haben vier Anschlüsse, es werden jeweils die Rück- und Vorlaufsammler miteinander verbunden. Das bedingt im Unterschied zum Harfenkollektor, dass jeder Kollektor im Wesentlichen auf dem gleichen Temperaturniveau betrieben wird, was evtl. ein logistischer Vorteil sein kann. Durch die Verbindung von Rück- und Vorlaufsammler werden die Absorberrohre (Mäanderrohre)

der Kollektoren parallel verschaltet. Um mit Mäanderkollektoren große Kollektorflächen zu verschalten, müssen pro Reihe eine große Anzahl Mäanderrohre parallel verschaltet werden. Dies führt in der Regel zu einer schlechten Strömungsverteilung, die prinzipiell durch die Wahl eines großen Sammlerrohr-Durchmessers und eines kleinen Mäanderrohr-Durchmessers verbessert werden kann. Längenkompensatoren zwischen den Kollektoren erhöhen den Druckverlust in den Sammlerrohren, also genau dort, wo bei Mäanderkollektoren im Sinne einer guten Strömungsverteilung ein geringer Druckverlust gewünscht ist. Längenkompensation ist also bei Mäanderkollektoren ein viel heikleres Thema als bei Harfenkollektoren. Um große Kollektorflächen zu erreichen, müssen die Mäanderkollektoren typischerweise in zwei Gruppen verschaltet werden (siehe Abbildung 68); nur so bleibt bei Verschaltung großer Flächen die Anzahl parallel durchströmter Mäanderrohre in Grenzen und die Strömungsverteilung akzeptabel (siehe Abbildung 70). Die Durchströmung in zwei Gruppen führt auch zu einem markanten Anstieg des Druckverlustes (siehe Abbildung 69), der wie bei Harfenkollektoren auf übergeordneter Ebene zur gewünschten hohen Autorität der Kollektorreihe führt. Da der Volumenstrom in den Mäanderrohren jedoch bei größerer Kollektorfläche im Wesentlichen konstant bleibt und nur der Volumenstrom in den Sammlerrohren steigt, steigt der Druckverlust pro Kollektorreihe bei steigender Kollektorfläche wesentlich geringer als quadratisch. Als limitierender Faktor für die maximal verschaltbare Fläche pro Kollektorreihe sind somit nicht der Druckverlust, sondern die Strömungsungleichverteilung und die maximale Strömungsgeschwindigkeit anzusehen. Beide Faktoren sind im Prinzip durch die Wahl größerer Sammler- und kleinerer Mäanderrohr-Durchmesser kontrollierbar, was allerdings einen höheren Kupferbedarf pro m^2 Kollektorfläche notwendig macht.

Im Bereich $200..250 \text{ m}^2_{\text{gr}}$ pro Kollektorreihe sind bei Harfenkollektoren Strömungsgeschwindigkeit und Druckverlust noch kein limitierender Faktor. Hier ergibt sich durch die Serienschaltung mit den hohen Druckverlusten pro Reihe ein sehr robustes Kollektorfeld-Design, das sich sehr einfach und mit geringem Planungsaufwand auf den verfügbaren Platz und damit auf die genaue Anzahl Kollektoren pro Reihe anpassen lässt. In einem größeren Flächenbereich von bis zu $350 \text{ m}^2_{\text{gr}}$ pro Kollektorreihe ist der Einsatz von Mäanderkollektoren mit großen Sammlerrohr- und kleinen Mäanderrohr-Durchmessern möglich. Hier ist die maximale Strömungsgeschwindigkeit noch relativ gering, und Druckverlust sowie spezifische Pumpenleistung sind im Vergleich zu Harfenkollektoren um etwa $2/3$ geringer. Auch der Kupfereinsatz pro m^2_{gr} Kollektorfläche ist um etwa den Faktor 3 geringer. Tabelle 33 fasst beispielhaft die wesentlichen Kennzahlen für die Frage nach maximal verschaltbaren Kollektorflächen für unterschiedliche Kollektorgeometrien zusammen. Die Berechnungen erfolgten für die Randbedingungen wie in Tabelle 34 dargestellt.

Neue Energien 2020 - 4. Ausschreibung

Klima- und Energiefonds des Bundes – Abwicklung durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft FFG

Tabelle 33: Vergleich der wichtigsten Kennzahlen bei Verschaltung einer Kollektorreihe mit Harfen- bzw. Mäander-Kollektoren (unterschiedliche Kollektorflächen). Für Harfenkollektoren wurde die übliche Verschaltung mit allen Kollektoren in Serie angenommen, für Mäanderkollektoren die Verschaltung mit 2 Gruppen in Serie mit Tichelmann-Verschaltung (siehe Abbildung 68, S. 110). Für Mäanderkollektoren ist eine Variation verschiedener Sammler- und Absorberrohr-Dimensionen wiedergegeben. Die Berechnungen wurden in der Berechnungsumgebung "Solar" [45] durchgeführt.

Kollektortyp (Harfe / Mäander)	Sammler	Mäander	max. verschaltbare Fläche pro Reihe	ca. Seitenlänge Kollektorfeld	Strömungs- geschwindigkeit	Druckverlust	Wirkungsgrad ther- misch	Pumpleistung hydraulisch	Spezif. Pumpleistung	Durchfluss Absorber max/min	Kupferaufwand pro m ² Koll.
			[m ²]	[m]	[m/s]	[mWS]	[%]	[W]	[W _{hyd} /kW _{th}]	[-]	[-]
M	28x1	8x0.4	225m ²	56	1.64	10.6	66.75	91.2	0.76	2.09	100%
M	35x1.2	8x0.4	225m ²	56	1.05	5.4	66.89	46.7	0.39	1.38	130%
M	35x1.2	6x0.35	225m ²	56	1.05	14	67.25	120.2	0.99	1.07	116%
M	35x1.2	8x0.4	350m ²	88	1.64	12.2	66.68	163.6	0.88	2.30	130%
M	35x1.2	6x0.35	350m ²	88	1.64	21.1	67.24	281.6	1.50	1.22	116%
M	35x1.2	7x0.35	350m ²	88	1.64	14.6	66.99	195.7	1.04	1.60	120%
H	42x1.5	8x0.4	240m ²	48	0.83	12.3	66.20	119.1	0.94	1.04	338%
H	42x1.5	8x0.4	360m ²	72	1.24	38.2	66.35	556.2	2.91	1.04	338%
H	42x1.5	8x0.4	480m ²	96	1.65	85.3	66.41	1657	6.50	1.04	338%

Tabelle 34: Randbedingungen für die Ergebnisse in Tabelle 33.

Randbedingungen	
Wirkungsgrad (η_0 / c_1 / c_2)	0.83 / 3.05 / 0.009
spez. Massenstrom	15 kg/m ² _{abs} ·h
Neigungswinkel Kollektoren	45°
Rücklauftemperatur (= Eintrittstemperatur)	40°C
Umgebungstemperatur	20°C
Globalstrahlung in Kollektorebene	800 W/m ²
Wärmeträger	40% v/v Propylenglykol
Absolutdruck im Kollektor	2.5 bar

10 Ausblick und Empfehlungen

Im gegenständlichen Projekt ParaSol konnte durch AEE INTEC ein bestehendes Berechnungstool für solarthermische Kollektoren und Kollektorfelder (Berechnungsumgebung "Solar" [45]) maßgeblich weiterentwickelt und validiert werden. Das Tool enthält ein vollständig hydraulisch-thermisch gekoppeltes Modell für solarthermische Kollektoren und Kollektorfelder bis hin zur vollständigen Abbildung des Kollektorfelds von großen Solaranlagen.

Im Rahmen des Projekts konnten erstmalig detaillierte experimentelle Labor-Untersuchungen zu Strömungsverteilungen und zum Druckverlust-Verhalten von T-Stücken unter für Solarthermie relevanten Rahmenbedingungen durchgeführt werden. Die Druckverlust-Messungen an T-Stücken generieren Informationen, die in der wissenschaftlichen Literatur bisher nicht vorlagen. Ausführliche theoretische Untersuchungen sowie Erkenntnisse aus experimentellen Untersuchungen im Labor der AEE INTEC zum Übergangsbereich zwischen laminarer und turbulenter Strömung, zu Druckverlusten von T-Stücken und zu Strömungsverteilungen in Kollektoren wurden in die Berechnungsumgebung "Solar" [45] integriert.

Es folgte eine Validierung des Berechnungstools an Hand von Messungen an Rohrregistern im Labor und an Hand innovativer Messungen im Feld an einer großen Solaranlage in Graz. Die Übereinstimmung zwischen Modell und Messung im Bereich Temperatur- und Strömungsverteilung sind als sehr gut, im Bereich Druckverlust als gut anzusehen; beträchtliche Unsicherheit kommt hier aus dem Bereich der Wärmeträger-Stoffwerte. Insgesamt stehen damit nun fundierte Berechnungsmöglichkeiten zu Strömungsverteilungen, Reibungs- und Stoßdruckverlusten, Temperaturverteilungen sowie thermischen und hydraulischen Wirkungsgraden für Kollektoren und Kollektorfelder zur Verfügung.

Der im Rahmen des Projekts entwickelte Zugang, große Kollektorfelder über einen Satz technischer Kennzahlen zu charakterisieren, stellt einen neuartigen Zugang zur Auslegung großer solarthermischer Kollektorfelder dar (siehe Kapitel 9.1). Diese Kennzahlen basieren auf a-priori-Berechnungen der relevanten physikalischen Vorgänge durch die Berechnungsumgebung "Solar" [45] und erlauben eine technische und wirtschaftliche Beurteilung verschiedener Kollektorfeld-Verschaltungen. Die Kennzahlen stellen eine fundierte technische Basis dar, um wesentliche Fragen zu verschiedenen Verschaltungsmöglichkeiten in großen Kollektorfeldern zu beantworten. Die Bedeutung der Kennzahlen reicht von den solaren Energiegestehungskosten über den Solarertrag, die Strömungsverteilung, die laufenden Anlagenkosten bis zu Fragen zu einem sicheren Anlagenbetrieb.

Auf Basis der durchgeführten Arbeiten konnte das vorliegende Projekt ParaSol wesentliche Beiträge zum Verständnis von hydraulisch-thermischen Fragen bei Kollektorfeldern von solarthermischen Großanlagen liefern, wie etwa:

- wo liegen die technischen Grenzen?
- wo gibt es Optimierungs-Potenzial?
- wo gibt es Einsparungs-Potenzial?

Die Projektergebnisse stellen neue Erkenntnisse für die Solarthermiebranche bereit, speziell für den Bereich solarthermische Großanlagen. ParaSol konnte Vereinfachungen für den Planungsprozess entwickeln und gleichzeitig Potenziale und konkrete Hinweise für die Nutzung von Kostenreduktionspotenzialen und für die Erhöhung der Planungssicherheit aufzeigen.

Die Projektergebnisse tragen zu einer verbesserten Wirtschaftlichkeit großer Solaranlagen bei und haben das Potenzial, die Chancen österreichischer Kollektorhersteller, Planer, Errichter und Betreiber im In- und Ausland zu erhöhen. Dies wird einerseits durch aktuelle Trends am Markt – etwa in Dänemark – untermauert, aber auch dadurch, dass im Rahmen des Projekts bereits mehrere Industrieaufträge lukriert werden konnten. Ergebnisse des Projekts ParaSol wurden unter anderem in die IEA SHC Task 45 ("Large Solar Heating / Cooling Systems") eingebracht.

Insgesamt sehen die Autoren ParaSol als einen Beitrag zu verbesserter Planungssicherheit und zu einem kostengünstigeren und zugleich qualitativ höherwertigen Anlagenbetrieb großer Kollektorfelder.

Um die Erkenntnisse aus dem Projekt ParaSol zu vertiefen, wäre es als nächster Schritt nun wichtig, die Ergebnisse von ParaSol mit Praxiserfahrungen aus der Planung und dem Betrieb großer thermischer Solaranlagen zu verknüpfen. Dazu wäre ein vergleichender Zugang von planerischen Aspekten (etwa hydraulisch-thermische Vorausberechnungen zum Kollektorfeld oder die charakteristischen Kennzahlen) mit Messdaten der Anlagen vorstellbar. Diese Schritte sollten möglichst unterschiedliche, für große Solaranlagen wichtige Kollektortypen umfassen (Großflächenkollektoren in Harfen- und Mäanderbauweise, aber auch Vakuumröhrenkollektoren und andere Bauarten). Ziel ist eine weitere Standardisierung und Kostensenkung bei der Anlagenplanung sowie eine Stärkung der österreichischen Solarthermie-Industrie auf dem europäischen Markt und Weltmarkt.

11 Literaturverzeichnis

- [1] Weiß, Werner and P. Biermayr, "Potential of Solar Thermal in Europe," *Stud. Im Auftr. Eur. Sol. Therm. Ind. Fed. ESTIF AEE-Institute Sustain. Technol. Vienna Univ. Technol. Brüss.*, 2009.
- [2] J.-O. Dalenbäck, "Success Factors in Solar District Heating. Deliverable 2.1 of the project 'SDHtake-off – Solar District Heating in Europe' (available in pdf format at www.solar-district-heating.eu)." 2010.
- [3] V. VDI, "6002 Blatt 1: 2004-9: Solar heating for domestic water–General principles, system technology and use in residential buildings," *VDI Dusseldorf Ger.*, 2004.
- [4] Peuser, F. A., Remmers, K.-H., and Schnauss, M., *Langzeiterfahrung Solarthermie, Wegweiser für das erfolgreiche Planen und Bauen von Solaranlagen*. Solarpraxis AG, Berlin, 2001.
- [5] Remmers, K.-H., *Große Solaranlagen – Einstieg in Planung und Praxis*. Solarpraxis AG, Berlin, 2001.
- [6] Peuser, F. A., Croy, R., Mies, M., Rehrmann, U., and Wirth, H. P., *Solarthermie-2000, Teilprogramm 2 und Solarthermie2000plus - Wissenschaftlich-technische Programmbegleitung und Messprogramm (Phase 3)*. Available at www.tu-chemnitz.de. ZfS – Rationelle Energietechnik GmbH, Hilden, 2009.
- [7] *Solar district heating guidelines. Deliverables 3.1 and 3.2 of the project "SDHtake-off – Solar District Heating in Europe"*. Available in pdf format at www.solar-district-heating.eu. 2012.
- [8] *Druckverlust*. 67105 Schifferstadt (Deutschland): Software-Factory Norbert Schmitz, 2010.
- [9] Bohl W. and Elmendorf W., *Technische Strömungslehre*, 14. Auflage. Würzburg, Deutschland: Vogel Buchverlag, 2008.
- [10] *Strömungsmechanische Berechnungsgrundlagen: FII: Druckverlust in Rohrleitungen*. Institut für Leichtbau Dresden, 1971.
- [11] Wagner W., *Strömung und Druckverlust*, 4. Auflage. Würzburg, Deutschland: Vogel Verlag, 1997.
- [12] I. E. Idelchik, *Handbook of Hydraulic Resistance*, Second Edition. Springer, 1986.
- [13] *AbsorberMaster*. 8620 Wetzikon (Schweiz): Solar Campus, Solar Software GmbH, 2010.

- [14] S. von Rotz, "Anwendungsspezifische Optimierung von Harfen- und Mäanderabsorbern mit dem Programm Absorber-Master," Rapperswil, Schweiz, 2003.
- [15] S. von Rotz, F. Flückinger, U. Frei, L. Engler, and P. Salerno, "AccaDueO, Theorie und Experiment zur Strömungsverteilung in einem Harfenabsorber," Rapperswil, Schweiz, 2003.
- [16] T. Matuska and V. Zmrhal, *Kolektor*. Prag (Tschech. Republik): Czech Technical University Prague, Faculty of Mechanical Engineering, Department of Environmental Engineering, 2009.
- [17] H. C. Hottel and W. Whillier, "Evaluation of flat plate solar collector performance," presented at the Trans. Conf. Use of Solar Energy Thermal Processes, Tucson, Arizona, USA, 1955.
- [18] T. Matuska, V. Zmrhal, and J. Metzger, "Detailed modelling of solar flat-plate collectors with design tool kolektor 2.2," in *Eleventh International IBPSA Conference Glasgow, Scotland*, 2009.
- [19] X. Wang and L. Wu, "Analysis and performance of flat-plate solar collector arrays," *Sol. Energy*, vol. 45, no. 2, pp. 71–78, 1990.
- [20] D. S. Miller, *Internal Flow Systems*, 2nd Revised edition edition. Cranfield, Bedford: Miller Innovations, 2009.
- [21] Rietschel, *Raumklimatechnik, Band 1, Grundlagen*. Springer, Berlin, 1994.
- [22] V. D. I. Gesellschaft, *VDI-Wärmeatlas. Berechnungsunterlagen für Druckverlust, Wärme- und Stoffübergang*, 10. Aufl. 2006. Berlin: Springer, 2005.
- [23] *Flow of Fluids Through Valves, Fittings and Pipe: Technical Paper No. 410M Metric Version*. CRANE Co., Connecticut, USA: CRANE, 2010.
- [24] P. R. Vasava, "Fluid Flow in T-Junction of Pipes," LAPPEENRANTA UNIVERSITY OF TECHNOLOGY, 2007.
- [25] G. F. Jones and N. Lior, "Flow distribution in manifolded solar collectors with negligible buoyancy effects," *Sol. Energy*, vol. 52, no. 3, pp. 289–300, 1994.
- [26] G. F. Jones and N. Lior, "Isothermal flow distribution in solar collectors and collector manifolds," Pennsylvania Univ., Philadelphia (USA). Dept. of Mechanical Engineering and Applied Mechanics, 1978.
- [27] R. A. Bajura and E. H. Jones, "Flow Distribution Manifolds," *J. Fluids Eng.*, vol. 98, no. 4, pp. 654–664, 1976.
- [28] J. P. Chiou, "The effect of nonuniform fluid flow distribution on the thermal performance of solar collector," *Sol. Energy*, vol. 29, no. 6, pp. 487–502, 1982.

- [29] D. S. Miller, *Internal flow: A guide to losses in pipe and duct systems*,. Cranfield: British Hydromechanics Research Association, 1971.
- [30] F. W. Blaisdell and P. W. Manson, *Loss of energy at sharp-edged pipe junctions in water conveyance systems*, vol. 1281. Agricultural Research Service, US Department of Agriculture, 1963.
- [31] Gardel, André and Rechsteiner, Gian Fadri, “Les pertes de charge dans les branchements en T des conduites de section circulaire,” *Bull. Tech. Suisse Romande*, 1970.
- [32] J. S. McNown, “Mechanics of manifold flow,” *Trans. Am. Soc. Civ. Eng.*, vol. 119, no. 1, pp. 1103–1118, 1954.
- [33] J. Fan, L. J. Shah, and S. Furbo, “Flow distribution in a solar collector panel with horizontally inclined absorber strips,” *Sol. Energy*, vol. 81, no. 12, pp. 1501–1511, Dec. 2007.
- [34] P.B. Rasmussen and S. Svendsen, *SolEff Program til beregning af solfangeres effektivitet. Brugervejledning og generel programdokumentation*. Thermal Insulation Laboratory, Technical University of Denmark, 1996.
- [35] J. Fan and S. Furbo, “Buoyancy Effects on Thermal Behavior of a Flat-Plate Solar Collector,” *J. Sol. Energy Eng.*, vol. 130, no. 2, p. 021010, 2008.
- [36] J. Glembin, G. Rockendorf, and J. Scheuren, “Internal thermal coupling in direct-flow coaxial vacuum tube collectors,” *Sol. Energy*, vol. 84, no. 7, pp. 1137–1146, Jul. 2010.
- [37] S. Bschorer, F. D. Treikauskas, U. Golling, and Y. Hadinger, “Strömungssimulation von Sonnenkollektoren,” presented at the 21. OTTI Symposium für Thermische Solarenergie, Bad Staffelstein, Deutschland, 2011.
- [38] V. Weitbrecht, D. Lehmann, and A. Richter, “Flow distribution in solar collectors with laminar flow conditions,” *Sol. Energy*, vol. 73, no. 6, pp. 433–441, 2002.
- [39] A. W. Badar, R. Buchholz, Y. Lou, and F. Ziegler, “CFD Based Analysis of Flow Distribution in a Coaxial Vacuum Tube Solar Collector with Laminar Flow Conditions,” Technische Universität Berlin, Institut für Energietechnik, KT 2, FG Maschinen- und Energieanlagentechnik, Berlin, Deutschland.
- [40] A. W. Badar, R. Buchholz, and F. Ziegler, “Experimental and theoretical evaluation of the overall heat loss coefficient of vacuum tubes of a solar collector,” *Sol. Energy*, vol. 85, no. 7, pp. 1447–1456, Jul. 2011.
- [41] A. W. Badar, R. Buchholz, and F. Ziegler, “Single and two-phase flow modeling and analysis of a coaxial vacuum tube solar collector,” *Sol. Energy*, vol. 86, no. 1, pp. 175–189, Jan. 2012.

- [42] N. Kikas, "Laminar flow distribution in solar systems," *Sol. Energy*, vol. 54, no. 4, pp. 209–217, 1995.
- [43] John A. Duffie and William A. Beckman, *Solar Engineering of Thermal Processes*, 3rd ed. Wiley, 2006.
- [44] John A. Duffie and William A. Beckman, *Solar Engineering of Thermal Processes*, 4th ed. Wiley, 2013.
- [45] AEE – Institute for Sustainable Technologies (AEE INTEC), *Berechnungsumgebung "Solar" für Solarkollektoren und Kollektorfelder*. Gleisdorf, Österreich, 1995.
- [46] Scheffler, K., Straub, Johannes, and Grigull, Ulrich, Eds., *Wasserdampftafeln □, Thermodynamische Eigenschaften von Wasser und Wasserdampf bis 800° C und 800 bar*. Springer, 1982.
- [47] Grigull, Ulrich, Straub, Johannes, and Schiebener, Peter, *Steam Tables in SI-Units, Wasserdampftafeln*, 3. Auflage. Springer, 1990.
- [48] H. Recknagel, E. Sprenger, and E.-R. Schramek, *Taschenbuch für Heizung + Klimatechnik 13/14*, 76th ed. München etc.: Deutscher Industrieverlag, 2012.
- [49] D. Aigner, "Gleichung zur Berechnung der hydraulischen Verluste der Rohrvereinigung – kalibriert mit Ergebnissen numerischer und physikalischer Modelle."
- [50] "Magnetisch Induktiver Durchflussmesser," *Wikipedia*, März-2012. [Online]. Available: http://de.wikipedia.org/wiki/Magnetisch_Induktiver_Durchflussmesser.
- [51] A. Pesdicek, "Technischer Überblick: Modellreihe 3051 von ROSEMOUNT, Emerson Process Management," Gleisdorf, Österreich, 2011.
- [52] R. Hausner, "Zeichnungen und Fertigungsbeschreibungen zum verstellbaren T-Stück für Versuchsmessungen bei AEE INTEC," Gleisdorf, Österreich, 2011.
- [53] A. M. Kerensky, "On the relationship between the friction coefficient and the Reynolds number and relative roughness," *Teploenergetika*, no. 10, pp. 78–79, 1972.
- [54] C. Heschl, "Computational Fluid Dynamics, Vorlesungsbehef." Fachhochschulstudiengänge Burgenland GmbH, Pinkafeld, Österreich, 2009.
- [55] A. W. Badar, *Persönliche Kommunikation zu einem Vergleich zwischen experimentellen Untersuchungen von zeta-Werten von T-Stücken und Ergebnissen aus entsprechenden Simulationen in Fluent*. Technische Universität Berlin Institut für Energietechnik, Sek. KT 2 Marchstraße 18, Berlin, Germany, 2012.
- [56] "MATLAB Compiler Runtime, kostenfrei herunterladbar unter <http://de.mathworks.com/products/compiler/mcr/>." 2015.
- [57] "Technisches Datenblatt zu STAD Einregulierungsventilen der Firma IMI Hydronic Engineering."

- [58] “proKÜHLSOLE GmbH, Stoffeigenschaften der Wärmeträger PekaSolar 50-100.” 2015.
- [59] “Tyforop Chemie GmbH, Wärmeträger-Fluid Tyfocor L.” 2015.
- [60] F. Hillerns, *Persönliche Kommunikation zu Stoffwerten des Wärmeträgers Tyfocor L.* 2009.
- [61] Lustig, Konrad, “Experimentelle Untersuchungen zum Stillstandsverhalten thermischer Solaranlagen,” Dissertation, Fakultät für Maschinenbau, Universität Karlsruhe, 2002.
- [62] *DIN EN ISO 12944-2:1998-07: Beschichtungsstoffe - Korrosionsschutz von Stahlbauten durch Beschichtungssysteme - Teil 2: Einteilung der Umgebungsbedingungen (ISO 12944-2:1998).* .
- [63] U. Tomaschek, *Persönliche Kommunikation zu Erosionskorrosion mit Empfehlung maximal zulässiger Strömungsgeschwindigkeiten für Solar-Primärkreise.* Deutsches Kupferinstitut, 2012.

12 Kontaktdaten

Projektleiter

DI Philip Ohnewein
p.ohnewein@aee.at

Institut/Unternehmen

AEE - Institut für Nachhaltige Technologien
Feldgasse 19
8200 Gleisdorf
Tel. 03112 5886-255, Fax: DW 18
www.aee-intec.at

Weitere Projektpartner

GREENoneTEC Solarindustrie GmbH
Sonnenkraft Österreich Vertriebs GmbH

IMPRESSUM

Verfasser

AEE - Institut für Nachhaltige Technologien
Feldgasse 19, 8200 Gleisdorf
Tel. 03112 5886-255, Fax: DW 18
Web: www.aee-intec.at
Projektleiter: Philip Ohnewein
E-Mail: p.ohnewein@aee.at

Projektpartner

GREENoneTEC Solarindustrie GmbH
Sonnenkraft Österreich Vertriebs GmbH

AutorInnen

Philip Ohnewein
Robert Hausner
Dieter Preiß

Eigentümer, Herausgeber und Medieninhaber

Klima- und Energiefonds
Gumpendorfer Straße 5/22
1060 Wien
E-Mail: office@klimafonds.gv.at
Web: www.klimafonds.gv.at

Disclaimer

Die Autoren tragen die alleinige Verantwortung für den Inhalt dieses Berichts. Er spiegelt nicht notwendigerweise die Meinung des Klima- und Energiefonds wider.

Weder der Klima- und Energiefonds noch die Forschungsförderungsgesellschaft (FFG) sind für die Weiternutzung der hier enthaltenen Informationen verantwortlich.

Gestaltung des Deckblattes

ZS communication + art GmbH