

Forschungszentrum Karlsruhe

Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte

FZKA 6683

**Technische Beschreibung der Testanlage SUCOT
zur Untersuchung einer Wasser / Wasserdampf
Zweiphasenströmung**

M. Daubner, G. Janssens-Maenhout, J.U. Knebel

Institut für Kern- und Energietechnik

Programm Nukleare Sicherheitsforschung

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe
2002

Impressum der Print-Ausgabe:

**Als Manuskript gedruckt
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor**

**Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe**

**Mitglied der Hermann von Helmholtz-Gemeinschaft
Deutscher Forschungszentren (HGF)**

ISSN 0947-8620

Technische Beschreibung der Testanlage SUCOT zur Untersuchung einer Wasser / Wasserdampf Zweiphasenströmung

Kurzfassung

Im Rahmen des POOLTHY Projekts der Europäischen Union (Euratom Fourth Framework Programme Kennzeichen FJ4J-CT95-0003) wurde ein aktiv/passives Konzept (SUCO-Programm) zur Beherrschung der Nachwärmeabfuhr nach einem potenziellen Kernschmelzunfall in einem evolutionären Leichtwasserreaktor untersucht. Das Konzept sieht eine stabile Ausbreitung der Kernschmelze im Reaktorsumpf und deren Kühlung von oben mit Sumpfwasser vor. Die experimentellen Arbeiten wurden in der dafür entwickelten und am Institut für Kern- und Energietechnik (IKET) gebauten Testanlage SUCOT durchgeführt.

Der Bericht gibt einen Überblick über das SUCO-Programm und die Ähnlichkeitsskalierung, die zur Auslegung der Testanlage SUCOT verwendet wurde. Es wird eine detaillierte technische Beschreibung der Testanlage SUCOT gegeben, die zur Untersuchung der durch Naturkonvektion angetriebenen Zweiphasenströmung im Reaktorsumpf und der auftretenden Phänomene des Strömungs-siedens, der dispersen Blasenströmung mit und ohne Phasenübergang und des Geysering betrieben wurde. Die wesentlichen Komponenten der Testanlage, die drei Kreislaufsysteme und die Instrumentierung werden beschrieben.

Abschließend wird ein Ausblick für eine weitere Anwendung der erzielten Erkenntnisse gegeben.

Technical Description of the Test Section SUCOT to Investigate a Water / Steam Two-Phase Flow

Abstract

Within the POOLTHY Project of the European Union (Euratom Fourth Framework Programme contract FJ4J-CT95-0003) an active/passive concept (SUCO-Programme) was investigated which controls the heat removal after a potential core melt-down accident in an evolutionary light water reactor by spreading and stabilising the core melt in the reactor sump and flooding the melt with sump water from above. The experiments were performed in the test facility SUCOT which was designed and erected at the Institute for Nuclear and Energy Technologies (IKET).

The report gives an overview on the SUCO-Programme and the scaling analysis, which was applied to design the test facility SUCOT. A detailed technical description of the test facility SUCOT is given, in which the natural circulation driven two-phase flow within the reactor sump and relevant phenomena such as flow boiling, disperse bubbly flow with and without mass transfer, and geysering are investigated. The major components of the test facility, the three-loop system and the instrumentation are described.

Finally, a perspective for future application of the gained knowledge is given.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	III
Abstract	IV
Inhaltsverzeichnis	V
1. Einleitung und Zielsetzung	1
2. Arbeiten zur Sumpfkühlung	4
2.1 SUCO-Programm	4
2.2 Ähnlichkeitsskalierung	5
2.2.1 Grundgleichungen	5
2.2.2 Methode der Grundgleichungen	8
2.2.3 Methode der kleinen Störungen	12
3. Testanlage SUCOT	18
3.1 Beschreibung der Modellgeometrie	18
3.2 Grundkonstruktion	19
3.3 Heizelemente	22
3.4 Kreislaufschema	26
3.5 Primärkreislauf	29
3.6 Sekundär- und Tertiärkreislauf	31
4. Instrumentierung und Messsysteme	33
4.1 Thermoelementrechen	33
4.2 Differenzdruckaufnehmer	35
4.3 Gamma-Densitometer	36
4.4 Faseroptische Void-Sonden	38
4.5 Laser-Doppler Anemometer	40
4.6 Sicherheitsinstrumentierung	40
5. Messdatenerfassung und Datenverarbeitung	42
6. Zusammenfassung und Ausblick	45
7. Literatur	46
A. Anhang	48
A.1 Wasserentgasungsbehälter	48
A.2 Kalibrierteststrecke für Flügelrad-Durchflussmesser	48
A.3 Test- und Kalibriervorrichtung für die Heizelemente	49
A.4 Wärmeverluste der Testanlage	50

1. Einleitung und Zielsetzung

Die hier dokumentierte Testanlage SUCOT war in das POOLTHY Projekt (Thermalhydraulics of Large Pools with Immersed Heat Exchangers and Natural Convection Heat Transfer) des Euratom Fourth Framework Programme zu evolutionären Reaktorsicherheitskonzepten eingebunden, Tenchine et al. (2001). Der Bericht bezieht sich auf die in diesem Projekt von seiten der Europäischen Union im Jahr 1995 gesetzten Randbedingungen und Zielsetzungen.

Die zuverlässige Abfuhr der Nachwärme aus dem Sicherheitsbehälter (Containment) eines innovativen Leichtwasserreaktors (LWR) ist neben der zuverlässigen und rechtzeitigen Abschaltung des Reaktors eine unabdingbare Voraussetzung für den sicheren Betrieb. Zukünftig genehmigungsfähige, kerntechnische Energieanlagen müssen noch strengeren Sicherheitskriterien genügen als bisher. Auf der Basis des Atomgesetzes entstand das erweiterte gestaffelte Sicherheitskonzept, das sowohl Maßnahmen zur Verhinderung schwerer Unfälle wie auch Maßnahmen zur Abschwächung von Unfallfolgen einschließt. Das Ziel dieser neuen Sicherheitsqualität ist, neue Kernkraftwerke so sicher zu machen, dass selbst im Fall eines schweren Unfalls eine Evakuierung der Bevölkerung nicht erforderlich wird, da eine Kontamination der Umgebung auszuschließen ist.

Im Forschungszentrum Karlsruhe wurden im Programm Nukleare Sicherheitsforschung (NUKLEAR) sicherheitstechnische Fragestellungen zu auslegungsüberschreitenden Ereignissen bei Leichtwasserreaktoren untersucht. Insbesondere sind dies Phänomene, die entsprechend den Sicherheitsstudien zwar mit geringer Wahrscheinlichkeit auftreten, die aber die Integrität des Sicherheitsbehälters gefährden könnten. Hierzu zählen eine hochenergetische Dampfexplosion im Reaktordruckbehälter, das Durchschmelzversagen des Reaktordruckbehälters, eine Wasserstoffdetonation wenige Stunden nach Schmelzen des Kerns und die langfristige Fundamenterosion als Folge einer nicht eingegrenzten Kernschmelze-Beton-Wechselwirkung. Bisherige Ergebnisse zu diesen Themen sind stellvertretend in Mühl (1998, 1999, 2000) gesammelt.

Das in Abbildung 1.1 schematisch dargestellte Konzept eines innovativen Leichtwasserreaktors zur Beherrschung eines Kernschmelzunfalls sieht nach dem Niederdruckversagen des Reaktordruckbehälters das Sammeln der Kernschmelze im unteren Bereich der Reaktorgrube vor. Nach dem passiven Aufschmelzen einer Opferstahlplatte kann die Schmelze über eine Rampe in den Ausbreitungsraum fließen. Die Kühlung der ausgebreiteten Kernschmelze erfolgt dann als aktive Bodenkühlung der Ausbreitungsfläche in Kombination mit einer später eintretenden passiven Flutung der Schmelze von oben. Dabei wird das Wasser aus dem In-Containment Water Storage Tank (IRWST) entnommen und zusätzlich über ein Sprühsystem (in Abbildung 1.1 nicht dargestellt) dem Ausbreitungsraum zugeführt, wodurch eine schnelle

Absenkung des Drucks und der Temperatur erreicht wird. Sprühsystem und Bodenkühlungskreislauf sind gekoppelt, es erfolgt eine Zwangskonvektion durch aktive Umwälzung. Die dazu verwendeten Pumpen und Wärmetauscher befinden sich außerhalb des Sicherheitsbehälters in Safeguard Buildings, die denselben Sicherheitsstandards genügen. Dieses Konzept ist in Azarian et al. (1997) beschrieben.

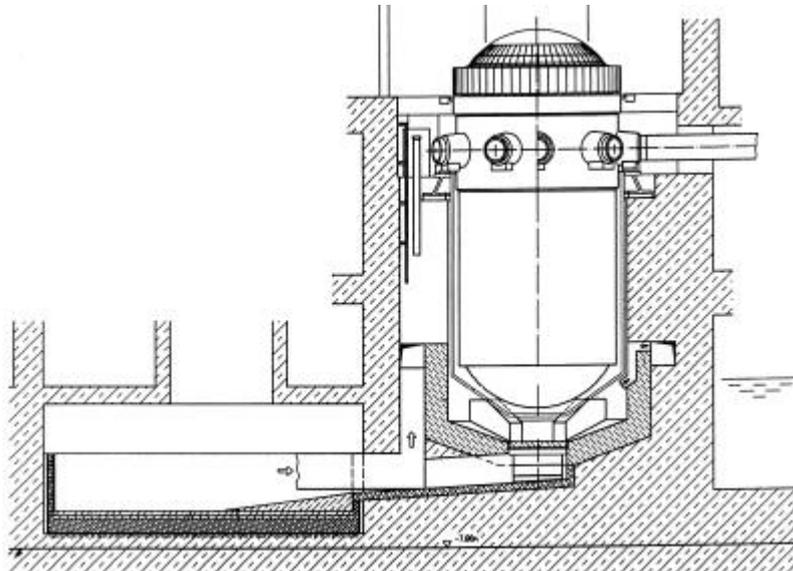


Abbildung 1.1: Schematische Darstellung eines Konzepts zur Sumpfkühlung (mit Bodenkühlungskreislauf) für einen innovativen Leichtwasserreaktor.

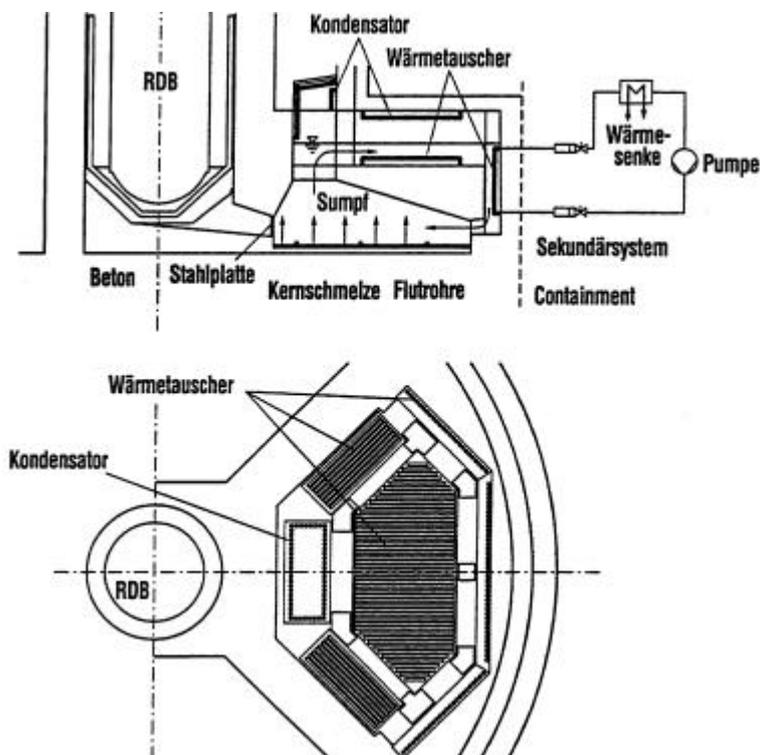


Abbildung 1.2: Schematische Darstellung des optionalen Sumpfkühlkonzepts für einen innovativen Leichtwasserreaktor.

In Abbildung 1.2 ist das optionale Sumpfkühlkonzept schematisch dargestellt. Es sieht nach dem passiven Aufschmelzen von Verbindungsleitungen zwischen dem Ausbreitungsraum und dem In-Containment Water Storage Tank (IRWST) auch das passive Fluten mit Wasser von oben und die primärseitig passive Kühlung der Schmelze vor, Weisshäupl und Bittermann (1993).

Im Sumpf bildet sich selbständig eine stabile Naturkonvektionsströmung aus, die die Nachzerfallswärme der Kernschmelze an die Wärmetauscher und Kondensatoren transportiert. Somit kann bei einem Totalausfall aller aktiven Komponenten (Pumpen etc.) die notwendige Kühlung sichergestellt werden. Auf der Sekundärseite der Wärmetauscher und Kondensatoren könnte ebenfalls ein passiver Naturkonvektionskreislauf mit Wasser-Luft-Wärmetauscher zum Einsatz kommen, der die Wärme an einen Kamin abgibt.

Das Verhalten im Reaktorsumpf nach einem derartigen Szenario wird durch zwei unterschiedliche Phasen gekennzeichnet sein:

1. Es wird sich im Kurzzeitverhalten eine durch Naturkonvektion angetriebene Zweiphasenströmung mit geringerem Wärmestrom über die Wärmetauscher und vorwiegend Energieabtransport über Kondensation ausbilden, wobei der entstehende Dampf dem primären Wasserkreislauf als Hauptantrieb dient.
2. Nach entsprechendem Abklingen der Nachzerfallswärme und Abkühlen der Schmelzenoberfläche (Kurzzeitverhalten) folgt das Langzeitverhalten, bei dem sich eine einphasige Naturkonvektionsströmung stabilisiert. Die Kühlung erfolgt nur über die im Sumpf installierten Flossenrohrwärmetauscher.

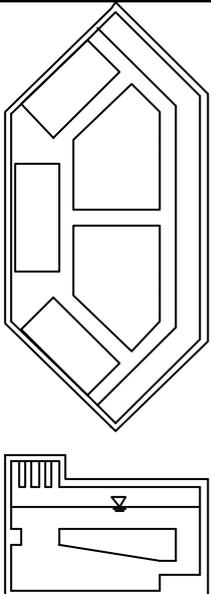
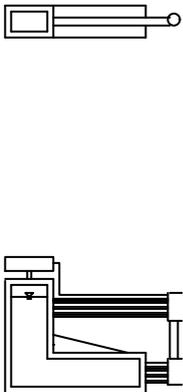
Im Forschungszentrum Karlsruhe wurden am Institut für Kern- und Energietechnik (IKET) im Rahmen des SUCO-Programms thermo- und fluiddynamische Untersuchungen zum optionalen Sumpfkühlkonzept durchgeführt. Das Ziel der experimentellen Arbeiten ist es, die im Prototyp zu erwartende Naturkonvektionsströmung im Modellexperiment zu simulieren und durch eine Anwendung der Gesetze der Ähnlichkeitsdynamik eine Übertragung auf den Prototyp möglich zu machen. Die experimentellen Arbeiten werden von umfangreichen Arbeiten auf den Gebieten der physikalischen Modellentwicklung und der numerischen Strömungssimulation begleitet (Janssens-Maenhout (1999), Janssens-Maenhout et al. (2001)). Damit soll eine belastbare Bewertung des optionalen Sumpfkühlkonzepts bezüglich der Machbarkeit eines passiven, inhärent sicheren Nachwärmeabfuhrsystems aus dem Sicherheitsbehälter nach schweren Unfällen erstellt werden. Das Fluten der Schmelze und die Wechselwirkung zwischen Schmelze und Sumpfwasser ist nicht Gegenstand dieser Untersuchungen.

2. Arbeiten zur Sumpfkühlung

2.1 SUCO-Programm

Zur Simulation des optionalen Sumpfkühlkonzepts in geometrisch ähnlichen Modellausführungen wurde eine Ähnlichkeitsskalierung entwickelt, die die relevanten physikalischen Phänomene und Charakteristiken des Konzepts berücksichtigt, Knebel (1995). Die damit gewonnenen charakteristischen Ähnlichkeitskennzahlen für das zweiphasige Kurzzeitverhalten und das einphasige Langzeitverhalten führten zur Entwicklung des SUCO-Programms (Sump Cooling), das in Tabelle 2.1 dargestellt ist. Eine kurze Darstellung der Ähnlichkeitsskalierung für die Testanlage SUCOT ist in Kapitel 2.2 gegeben.

Tabelle 2.1: SUCO-Programm am Forschungszentrum Karlsruhe.

Parameter	Innovativer 1500 MW LWR	SUCOT Volumen 1:356 Leistung 1:356	SUCOS-3D Längen 1:20 Leistung 1:20 ³	SUCOS-2D Längen 1:20 Leistung 1:20 ^{3/4}
Fluid	Wasser	Wasser	Wasser	Wasser
Ausbreitungsfläche, m ²	160	0.449	0.4	0.4 / 4
Wasserhöhe, m	5.5	5.5	0.275	0.275
Nachzerfallswärme, kW	25000	70.0	3.13	3.13 / 4
Wärmestromdichte, W/cm ²	15.6	15.6	0.783	0.783
Untersuchtes Strömungsverhalten		zweiphasiges Kurzzeitverhalten	einphasiges Langzeitverhalten	einphasiges Langzeitverhalten
Rechenprogramm		CFX 4.1	CFX 4.1, FLUENT, Flutan	CFX 4.1 FLUENT, Flutan
Geometrie- Schema				
Höhenmaßstab	1:1	1:1	1:20	1:20

Das SUCO-Programm besteht aus drei aufeinander aufbauenden Modellexperimenten, die von numerischen Simulationsrechnungen begleitet werden. Mit jeder der in Tabelle 2.1 schematisch dargestellten, skalierten Versuchsanlagen können jeweils physikalische Teilaspekte untersucht werden. Bei den zwei- und dreidimensionalen SUCOS-Experimenten (SUmp Cooling Single phase) sind das unter anderem die Untersuchung des einphasigen Wärmeübergangs, grundsätzliche Auswirkungen einfacher Konzeptverbesserungen oder der Einfluss dreidimensionaler Effekte. Diese beiden Testanlagen und die damit erzielten Ergebnisse werden getrennt in Knebel und Daubner (2001) diskutiert. Bei dem SUCOT-Experiment (SUmp Cooling Two phase) sind das die Phänomenologie der zweiphasigen Naturkonvektionsströmung mit der Bildung, dem Aufstieg und der Rekondensation von Dampfblasen und Strömungsinstabilitäten wie Geysering. Eine Kombination der Ergebnisse der Einzelexperimente erlaubt schließlich die Bestimmung der Strömungsvorgänge im Reaktorsumpf.

Um physikalisch ähnliche Untersuchungen eines zweiphasigen Naturkonvektionssystems durchführen zu können, müssen hohe Anforderungen an das Modell gestellt werden. Neben der Verwendung des originalen Kühlmediums Wasser sind vor allem die Druckverhältnisse im Wasser durch Einhaltung der Wasserhöhe und die Einspeisung der gleichen flächenbezogenen Nachwärmeleistung wie im Prototyp zu gewährleisten. Daneben ist es wünschenswert, die Möglichkeit einer großflächigen Strömungsbeobachtung zu ermöglichen, um optische Messverfahren einsetzen zu können. Dies Überlegungen führten zum Bau der etwa 5 m langen und 7 m hohen Testanlage SUCOT.

2.2 Ähnlichkeitsskalierung

2.2.1 Grundgleichungen

In enger Anlehnung an die Überlegungen von Ishii und Kataoka (1984) können die Ähnlichkeitsgesetze für ein Naturkonvektionssystem mit Zweiphasenströmung aus der Betrachtung des integralen Ergebnisses des lokalen eindimensionalen Gleichgewichtszustands entlang des geschlossenen Systems abgeleitet werden. Um die Ähnlichkeitsgesetze für ein Naturkonvektionssystem als Ganzes herzuleiten, ist es wichtig, das Verhalten der Mischung und nicht so sehr das Verhalten der einzelnen Phasen und die Wechselwirkungen zwischen den Phasen zu beschreiben.

Für die folgenden Ausführungen wird das Drift-Strömungsmodell verwendet. Es betrachtet den Impuls und die Energie der Mischung und benötigt somit konstitutive Gleichungen zur Beschreibung der Wechselwirkungen zwischen den Phasen (Ishii (1975, 1977), Ishii und Zuber (1979)). Das Drift-Strömungsmodell eignet sich zur Herleitung der Ähnlichkeitsgesetze für ein Naturkonvektionssystem als Ganzes, da es sowohl die Strömungsgrößen der Mischung als auch die Wechselwirkungen zwischen

Mischung und Berandung für einen weiten Parameterbereich korrekt beschreibt (Ishii und Zuber (1970), Ishii und Jones (1976), Ishii (1981)).

Die Ähnlichkeitsgesetze auf der Basis des Drift-Strömungsmodells sind von Ishii und Zuber (1970) und Ishii und Jones (1976) hergeleitet. Es werden zwei unterschiedliche Methoden angewandt. Die erste Methode baut auf den eindimensionalen Grundgleichungen des Drift-Strömungsmodells auf. Durch Einführung dimensionsloser Größen für die Strömungsgrößen und die konstitutiven Größen werden Ähnlichkeitskenngrößen hergeleitet, die den Charakter von lokalen Maßstäben haben. Die zweite Methode beruht auf der Methode der kleinen Störungen und betrachtet die Antwort des Naturkonvektionssystems als Ganzes. Die lokalen Antworten einzelner Variablen werden durch Lösung der Differentialgleichungen, die integralen Antworten werden anschließend gefunden. Die sich ergebenden Übertragungsfunktionen werden dimensionslos gemacht. Daraus ergeben sich die Ähnlichkeitskenngrößen.

Die erste Methode, die auf die eindimensionalen Grundgleichungen des Drift-Strömungsmodells aufbaut, eignet sich zur Beschreibung und zur Wichtung der einzelnen physikalischen Effekte und Mechanismen des Naturkonvektionssystems. Es erweist jedoch Mängel bei der Beschreibung des Systems als Ganzes. Der Grund liegt in der Wahl geeigneter Maßstäbe für die einzelnen Strömungsgrößen und konstitutiven Größen, die stark über das gesamte System variieren können. Die Ähnlichkeitskenngrößen haben somit mehr lokalen als integralen Charakter.

Die zweite Methode erfordert die Aufstellung der Grundgleichungen und der konstitutiven Gleichungen, für die mit der Methode der kleinen Störungen analytische Lösungen für das System als Ganzes und daraus Bedingungen für eine Ähnlichkeitsskalierung angegeben werden können.

Im folgenden werden die Ergebnisse beider Methoden kombiniert, um anwendbare Bedingungen für eine Ähnlichkeitsskalierung eines zweiphasigen Naturkonvektionssystems herzuleiten.

Die Grundgleichungen des Drift-Strömungsmodells können nach zeitlicher und räumlicher Mittelung wie folgt geschrieben werden.

Kontinuitätsgleichung der Mischung:

$$\frac{\mathcal{I} \mathbf{r}_M}{\mathcal{I} t} + \frac{\mathcal{I}}{\mathcal{I} z} (\mathbf{r}_M u_M) = 0 \quad (2.1)$$

Kontinuitätsgleichung der Dampfphase:

$$\frac{\mathcal{I} \mathbf{e} \mathbf{r}_g}{\mathcal{I} t} + \frac{\mathcal{I}}{\mathcal{I} z} (\mathbf{e} \mathbf{r}_g u_M) = \mathbf{G}_G - \frac{\mathcal{I}}{\mathcal{I} z} \left(\frac{\mathbf{e} \mathbf{r}_g \mathbf{r}_L U_{Gj}}{\mathbf{r}_M} \right) \quad (2.2)$$

Impulsbilanzgleichung der Mischung für den i-ten Abschnitt:

$$\frac{\mathcal{I} \mathbf{r}_M u_M}{\mathcal{I} t} + \frac{\mathcal{I}}{\mathcal{I} z} (\mathbf{r}_M u_M^2) = - \frac{\mathcal{I}}{\mathcal{I} z} \rho_M - \mathbf{r}_M g - \frac{f_{mi}}{2 \cdot d_i} \mathbf{r}_M u_M |u_M| - \frac{\mathcal{I}}{\mathcal{I} z} \left(\frac{\mathbf{e} \mathbf{r}_G \mathbf{r}_L}{(1-\mathbf{e}) \mathbf{r}_M} U_{Gj}^2 \right) \quad (2.3)$$

Enthalpiebilanzgleichung der Mischung für den i-ten Abschnitt:

$$\frac{\mathcal{I} \mathbf{r}_M h_M}{\mathcal{I} t} + \frac{\mathcal{I}}{\mathcal{I} z} (\mathbf{r}_M u_M h_M) = \frac{q_{wi}'' \rho_i}{a_i} - \frac{\mathcal{I}}{\mathcal{I} z} \left(\frac{\mathbf{e} \mathbf{r}_G \mathbf{r}_L}{\mathbf{r}_M} \mathbf{D} h_{LG} U_{Gj} \right) \quad (2.4)$$

Die Energiebilanzgleichung des Feststoffs und die Randbedingung zwischen Fluid und Feststoff sind analog zu den Gleichungen für die Einphasenströmung und werden hier nicht weiter behandelt. Der Wärmeübergangskoeffizient \mathbf{a} ist lediglich durch den Wärmeübergangskoeffizienten für die Mischung \mathbf{a}_M zu ersetzen.

In diesem Gleichungssystem sind \mathbf{r}_M die scheinbare Dichte mit

$$\mathbf{r}_M = \mathbf{e} \mathbf{r}_G + (1-\mathbf{e}) \mathbf{r}_L \quad , \quad (2.5)$$

u_M die Schwerpunktschwindigkeit mit

$$\mathbf{r}_M u_M = \mathbf{e} \mathbf{r}_G u_G + (1-\mathbf{e}) \mathbf{r}_L u_L \quad (2.6)$$

und h_M die Enthalpie der Mischung mit

$$\mathbf{r}_M h_M = \mathbf{e} \mathbf{r}_G h_G + (1-\mathbf{e}) \mathbf{r}_L h_L \quad . \quad (2.7)$$

Die Indizes M , G und L bezeichnen den Zustand der Mischung, der Gasphase und der Flüssigkeitsphase.

Weiter sind \mathbf{G}_G die Massenquellichte an der Phasengrenze, f_m der Verlustkoeffizient der Mischung für Reibung, $\mathbf{D} h_{LG}$ die Verdampfungsenthalpie.

In der Enthalpiebilanzgleichung der Mischung sind der Quellterm, der den Einfluss des Drucks durch Kompressionseffekte beschreibt, und der Quellterm für Dissipation vernachlässigt worden. Für die hier untersuchte Naturkonvektionsströmung können diese Quellterme gegenüber der über die Wand übertragenen Wärme vernachlässigt werden.

Der Flächenanteil \mathbf{e} ist definiert als der von der Dampfphase eingenommene Strömungsquerschnitt a_G bezogen auf den Gesamtströmungsquerschnitt a .

$$\mathbf{e} = \frac{a_G}{a_G + a_L} = \frac{a_G}{a} \quad . \quad (2.8)$$

Der Flächenanteil ist gleich dem Volumenanteil, sofern Querschnittsänderungen in Strömungsrichtung ausgeschlossen sind.

Über den Massenanteil x , der als Verhältnis aus dem Massenstrom des Gases \dot{M}_G und dem Gesamtmassenstrom \dot{M} definiert ist,

$$x = \frac{\dot{M}_G}{\dot{M}_G + \dot{M}_L} = \frac{\dot{M}_G}{\dot{M}} \quad (2.9)$$

kann der Flächenanteil allgemein auch als

$$\mathbf{e} = \frac{1}{1 + \frac{(1-x)}{x} S \frac{\mathbf{r}_G}{\mathbf{r}_L}} \quad (2.10)$$

ausgedrückt werden. Darin ist S der Schlupf mit

$$S = \frac{u_G}{u_L} . \quad (2.11)$$

Die Differenz zwischen der Geschwindigkeit des Dampfes u_G und der Gesamtvolumenstromdichte U wird als Driftgeschwindigkeit des Dampfes U_{Gj} bezeichnet.

$$U_{Gj} = u_G - U = (1 - \mathbf{e})(u_G - u_L) = (1 - \mathbf{e})u_r . \quad (2.12)$$

Die Relativgeschwindigkeit zwischen den beiden Phasen wird mit u_r bezeichnet.

Für die Gesamtvolumenstromdichte U gilt

$$U = U_G + U_L = \mathbf{e}u_G + (1 - \mathbf{e})u_L . \quad (2.13)$$

U_G und U_L sind die bezogenen Geschwindigkeiten. Mit den Gln. (2.6), (2.12) und (2.13) lässt sich folgender Zusammenhang zwischen der Gesamtvolumenstromdichte U und der Schwerpunktschwindigkeit u_M herleiten.

$$U = u_M + \frac{\mathbf{e}(\mathbf{r}_L - \mathbf{r}_G)U_{Gj}}{\mathbf{r}_M} . \quad (2.14)$$

Es wird hier die Driftgeschwindigkeit des Dampfes verwendet, da sie für eine disperse Strömung leicht mit der Aufstiegsgeschwindigkeit von Blasen in Verbindung gebracht werden kann.

2.2.2 Methode der Grundgleichungen

Um das Gleichungssystem Gln. (2.1) bis (2.4) zu schließen, müssen zusätzliche konstitutive Gleichungen aufgestellt werden. Es wird davon ausgegangen, dass alle konstitutiven Gleichungen dieselbe funktionelle Form haben.

Das Gleichungssystem kann durch Einführung der folgenden dimensionslosen Parameter in eine dimensionslose Form überführt werden. Als konstanter Referenzzustand (Index 0) wird der Abschnitt der Wärmequelle gewählt.

$$t^* = \frac{t u_{M0}}{l_0}, \quad z^* = \frac{z}{l_0}, \quad d_i^* = \frac{d_i}{l_0}, \quad (2.15a)$$

$$\mathbf{r}_M^* = \frac{\mathbf{r}_M}{\mathbf{r}_{M0}}, \quad \mathbf{r}_G^* = \frac{\mathbf{r}_G}{\mathbf{r}_{G0}}, \quad \mathbf{r}_L^* = \frac{\mathbf{r}_L}{\mathbf{r}_{L0}}, \quad (2.15b)$$

$$u_M^* = \frac{u_M}{u_{M0}}, \quad U_{Gj}^* = \frac{U_{Gj}}{U_{Gj0}}, \quad p_M^* = \frac{p_M}{\mathbf{r}_{M0} u_{M0}^2}, \quad (2.15c)$$

$$q_W^* = \frac{q_W''}{q_{W0}''}, \quad \mathbf{G}_G^* = \frac{\mathbf{G}_G}{\mathbf{G}_{G0}}, \quad (2.15d)$$

$$h_M^* = \frac{h_M - h_{L0}}{Dh_{LG0}}, \quad Dh_{LG}^* = \frac{Dh_{LG}}{Dh_{LG0}}, \quad h_M^* = \frac{h_M - h_{L0}}{Dh_{LG0}} \quad (2.15e)$$

Die dimensionslosen Parameter werden in die Grundgleichungen eingesetzt. Die Ähnlichkeitskenngrößen aus den Kontinuitätsgleichungen Gln. (2.1) und (2.2) erhält man durch Subtraktion der Gleichungen voneinander.

Die dimensionslosen Grundgleichungen können jetzt wie folgt ausgedrückt werden. Die Sterne werden im folgenden wieder weggelassen.

Kontinuitätsgleichung:

$$\frac{\mathcal{I} \mathbf{r}_M}{\mathcal{I} t} + \frac{\mathcal{I}}{\mathcal{I} z} (\mathbf{r}_M u_M) - C_r \left(\left(\frac{\mathcal{I}(\mathbf{e} \mathbf{r}_G)}{\mathcal{I} t} + \frac{\mathcal{I}(\mathbf{e} \mathbf{r}_G u_M)}{\mathcal{I} z} \right) - N_{PCh} \mathbf{G}_G + N_d \frac{\mathcal{I}}{\mathcal{I} z} \left(\frac{\mathbf{e} \mathbf{r}_G \mathbf{r}_L U_{Gj}}{\mathbf{r}_M} \right) \right) = 0 \quad (2.16)$$

Impulsbilanzgleichung der Mischung:

$$\mathbf{r}_M \left(\frac{\mathcal{I} u_M}{\mathcal{I} t} + u_M \frac{\mathcal{I} u_M}{\mathcal{I} z} \right) = - \frac{\mathcal{I} p_M}{\mathcal{I} z} - \frac{1}{N_{Fr}} \mathbf{r}_M - N_{fi} \mathbf{r}_M u_M^2 - N_r N_d^2 \frac{\mathcal{I}}{\mathcal{I} z} \left(\frac{\mathbf{e} \mathbf{r}_G \mathbf{r}_L U_{Gj}^2}{(1-\mathbf{e}) \mathbf{r}_M} \right) \quad (2.17)$$

Enthalpiebilanzgleichung der Mischung für den i-ten Abschnitt:

$$\mathbf{r}_M \left(\frac{\mathcal{I} h_M}{\mathcal{I} t} + u_M \frac{\mathcal{I} h_M}{\mathcal{I} z} \right) = N_{Sti} q_W'' - C_r N_d \frac{\mathcal{I}}{\mathcal{I} z} \left(\frac{\mathbf{e} \mathbf{r}_G \mathbf{r}_L Dh_{LG} U_{Gj}}{\mathbf{r}_M} \right) \quad (2.18)$$

In den dimensionslosen Grundgleichungen treten folgende Ähnlichkeitskennzahlen auf.

Dichteverhältnis:

$$C_r = \frac{\mathbf{r}_{G0}}{\mathbf{r}_{M0}} = \frac{\text{Dichte der Gasphase}}{\text{Dichte der Mischung}} \quad (2.19)$$

Phasenübergangs-Zahl oder Zuber-Zahl:

$$N_{PCh} = N_{Zu} = \frac{\mathbf{G}_{G0} / \mathbf{r}_{G0}}{u_{M0} / l_0} = \frac{\text{Verweilzeit}}{\text{Reaktionszeit}} \quad (2.20)$$

Drift-Zahl:

$$N_d = \frac{\mathbf{r}_{L0} U_{Gj0}}{\mathbf{r}_{M0} u_{M0}} = \frac{\text{Transport durch Drift}}{\text{Transport durch Konvektion}} \quad (2.21)$$

Froude-Zahl:

$$N_{Fr} = \frac{u_{M0}^2}{g \cdot l_0} = \frac{\text{Trägheitskraft}}{\text{Auftriebskraft}} \quad (2.22)$$

Reibungs-Zahl:

$$N_{fi} = \frac{f_{mi}}{2d_i} = \frac{\text{Reibungskraft}}{\text{Trägheitskraft}} \quad (2.23)$$

Dichte-Zahl:

$$N_r = \frac{\mathbf{r}_G}{\mathbf{r}_L} = \frac{\text{Dichte der Gasphase}}{\text{Dichte der Flüssigkeitsphase}} \quad (2.24)$$

Stanton-Zahl:

$$N_{Sti} = \frac{4q_{w0}'' l_0}{\mathbf{r}_{M0} u_{M0} \mathbf{Dh}_{LG} d_i} = \frac{\text{Konvektion Fluid/Wand}}{\text{Konvektion innerhalb des Fluids}} \quad (2.25)$$

Die Dichte der Mischung \mathbf{r}_M ist eine Funktion des Flächenanteils e und der Dichten \mathbf{r}_G und \mathbf{r}_L . Somit sind das Dichteverhältnis C_r und die Dichte-Zahl N_r keine unabhängigen Ähnlichkeitskennzahlen. Das Dichteverhältnis kann als Funktion des Flächenanteils und der Dichte-Zahl geschrieben werden.

$$C_r = \frac{N_r}{(1-e) + N_r e} \quad (2.26)$$

Aus der Kontinuitätsgleichung ergeben sich die drei kinematischen Ähnlichkeitskennzahlen Dichteverhältnis C_r , Phasenübergangs-Zahl N_{PCh} und Drift-Zahl N_d . Die Phasenübergangs-Zahl ist zu Ehren von Zuber 1995 in Zuber-Zahl N_{Zu} umbenannt worden. Physikalisch betrachtet beschreibt die Phasenübergangs-Zahl N_{PCh} den Phasenübergang flüssig/dampfförmig aufgrund der eingebrachten Heizleistung. Sie kann auch als das Verhältnis aus einer charakteristischen Verweilzeit des Fluids in der beheizten Zone und einer charakteristischen Zeit für den Phasenübergang ausgedrückt werden. Diese charakteristischen Zeitmaßstäbe werden im nächsten Kapitel näher beschrieben. Die Drift-Zahl N_d berücksichtigt über die Driftgeschwindigkeit U_{Gj0} die Relativbewegung zwischen der gasförmigen und der flüssigen Phase. Da die Driftgeschwindigkeit von der Strömungsform abhängt, beschreibt die Drift-Zahl das Strömungsmuster und die Verteilung des Flächenanteils e . Ist die Phasenübergangs-Zahl sehr viel größer als die Drift-Zahl, ist das System

durch Phasenübergangsprozesse wie Verdampfung oder Kondensation bestimmt. Ist die Phasenübergangs-Zahl sehr viel kleiner als die Drift-Zahl, so wird das System von Phasenumverteilungsprozessen wie Diffusion von Phasen bestimmt. Das heisst, dass für erzwungenes Sieden der Einfluss der Phasenübergangs-Zahl den Einfluss der Drift-Zahl überwiegt. Für Sieden unter Naturkonvektion gewinnt die Drift-Zahl an Bedeutung, die Driftgeschwindigkeit kann gegenüber der Geschwindigkeit der Mischung nicht vernachlässigt werden.

Aus der Impulsbilanzgleichung der Mischung ergeben sich die drei dynamischen Ähnlichkeitskennzahlen Froude-Zahl N_{Fr} , Reibungs-Zahl N_{fi} und Dichte-Zahl N_r . Die Froude-Zahl N_{Fr} beschreibt das Verhältnis von Trägheitskräften zu Auftriebskräften im zweiphasigen Bereich. Die Reibungs-Zahl N_{fi} beschreibt die Reibungsverluste. Unter der Annahme, dass die Reibungsverluste einer Zweiphasenströmung analog zu den Reibungsverlusten einer Einphasenströmung beschrieben werden können, kann die Reibungs-Zahl mit der Reynolds-Zahl und der Strömungsgeometrie in Zusammenhang gebracht werden. Im Term, der den Impulstransport durch die Relativbewegung zwischen den Phasen (Drifttransport) beschreibt, tritt der Term $N_r N_d^2$ auf. Wenn die Dichte-Zahl klein ist und die Drift-Zahl kleiner als Eins ist, kann der Einfluss des Drifttransports vernachlässigt werden.

Aus der Energiebilanzgleichung der Mischung ergibt sich die Stanton-Zahl N_{Sti} . Sie beschreibt das Verhältnis aus konvektiv zwischen Fluid und Feststoff übertragener Wärme zur konvektiv in der Flüssigkeit mit der Schwerpunktschwindigkeit u_{M0} transportierten Wärme.

Zusätzlich zu den Ähnlichkeitskennzahlen der Zweiphasenströmung gelten ganz allgemein die in Ishii und Kataoka (1984) und Knebel (1995) hergeleiteten Ähnlichkeitskennzahlen der Einphasenströmung.

Richardson-Zahl:

$$Ri \equiv \frac{g \mathbf{b} D \Gamma_0 l_0}{u_0^2} \propto \frac{\text{Auftriebskraft}}{\text{Trägheitskraft}} \quad (2.27)$$

Reibungs-Zahl:

$$F_i \equiv (\mathbf{V}_v + K)_i \propto \frac{\text{Reibungskraft}}{\text{Trägheitskraft}} \quad (2.28)$$

Stanton-Zahl:

$$St_i \equiv \frac{4a l_0}{rc_p u_0 d_i} = \frac{Nu}{RePr} \propto \frac{\text{Konvektion Fluid / Wand}}{\text{Konvektion innerhalb des Fluids}} \quad (2.29)$$

Zeitmaßstabs-Zahl:

$$T_i^* \equiv \left(\frac{\mathbf{G}_s l_0}{\mathbf{d}_i^2 u_0} \right) \propto \frac{\text{char. Transportzeit im Fluid}}{\text{char. Transportzeit im Feststoff}} \quad (2.30)$$

Wärmequellen-Zahl:

$$Q_{si} \equiv \left(\frac{\dot{q}_{si} l_0}{\mathbf{r}_s c_{ps} u_0 \mathbf{DT}_0} \right) \propto \frac{\text{im Feststoff freigesetzte Wärmeleistung}}{\text{Änderung des Wärmestroms im Fluid}} \quad (2.31)$$

Biot-Zahl:

$$B_i \equiv \left(\frac{\mathbf{ad}_i}{\mathbf{I}_s} \right)_i \propto \frac{\text{Konvektion Fluid / Wand}}{\text{Wärmeleitung im Feststoff}} \quad (2.32)$$

2.2.3 Methode der kleinen Störungen

Um integrale Ähnlichkeitskenngrößen für ein Naturkonvektionssystem mit Zweiphasenströmung und Phasenübergang durch Wärmezufuhr herzuleiten, wird beispielhaft eine Strömung in einem von außen beheizten Kanal der konstanten Strömungsquerschnittsfläche a und der Länge l betrachtet. Der Kanal wird in vier Bereiche unterteilt: Eintritt A, beheizte Flüssigkeit B, beheizte Mischung C, Austritt D. Die folgenden Ausführungen folgen in enger Anlehnung an Ishii und Jones (1976).

Aus Bereich A strömt unterkühltes Fluid der Enthalpie h_{Li} mit der Geschwindigkeit u_{Li} in den Bereich B ein. Im Bereich B wird dem Fluid Wärme in Form eines aufgeprägten Wandwärmestroms q''_w zugeführt, so dass dessen Enthalpie h_L bis auf den Wert im Siedezustand h_{sat} zunimmt. Aufgrund der Entwicklung einer thermischen Grenzschicht fällt der Siedebeginn an der Wand nicht mit dem Punkt zusammen, an dem die über den Querschnitt gemittelte Enthalpie den Wert im Siedezustand erreicht. Im folgenden wird thermisches Gleichgewicht zwischen der Dampfphase und der Flüssigkeitsphase angenommen. Der Übergang von Bereich B zu Bereich C bei der Lauflänge $z = l$ ist somit durch $h_L = h_{sat}$ charakterisiert. Dieser Übergang wird als Siedebeginn bezeichnet. In Bereich C findet der Phasenübergang statt. Die Enthalpie der Mischung h_M und der Flächenanteil e nehmen mit zugeführter Wärme und zunehmender Lauflänge zu.

Für die folgenden Ausführungen werden die Grundgleichungen Gln. (2.1) bis (2.4) auf der Basis des Drift-Strömungsmodells verwendet. Der aufgeprägte Wandwärmestrom q''_w wird als konstant angenommen. Weiter wird von folgenden Annahmen ausgegangen:

- Es liegt thermisches Gleichgewicht zwischen der flüssigen und der gasförmigen Phase vor. Damit lässt sich die Massenquellichte an der Phasengrenze G_G definieren.
- Der Systemdruck ist konstant.
- Die Stoffgrößen der beiden Phasen sind nur eine Funktion des Drucks und somit konstant.
- Es kann eine konstitutive Gleichung für die Drift-Geschwindigkeit des Dampfes U_{Gj} aufgestellt werden.
- Es kann eine konstitutive Gleichung für den Verlustkoeffizient für Reibung f_m aufgestellt werden.

Das dynamische Systemverhalten kann mit Hilfe der Methode der kleinen Störungen als Antwort auf eine Anfangsstörung erhalten werden. Die Geschwindigkeit am Eintritt u_{Li} wird in einen stationären Term und eine kleine Störung aufgespalten.

$$u_{Li}(t) = \bar{u}_{Li} + \mathbf{d}u(t) \quad . \quad (2.33)$$

Es wird die frequency-response Methode angewandt, so dass die kleine Störung $\mathbf{d}u(t)$ als Exponentialfunktion geschrieben werden kann.

$$\mathbf{d}u(t) = \mathbf{e}e^{St} \quad . \quad (2.34)$$

$$S = a + j\mathbf{w} \quad . \quad (2.35)$$

Darin ist S eine komplexe Zahl. Der Realteil a gibt die Amplitude und der Imaginärteil \mathbf{w} die Kreisfrequenz der Störung wieder. Im Rahmen einer linearen Störungsrechnung wird angenommen, dass \mathbf{e} sehr viel kleiner als Eins ist. Terme mit \mathbf{e}^2 oder höherer Ordnung werden vernachlässigt.

Im folgenden werden die beheizte Flüssigkeit (Bereich B) und die beheizte Mischung (Bereich C) behandelt.

Beheizte Flüssigkeit (Bereich B):

Setzt man die Gln. (2.33) und (2.34) in die Energiebilanzgleichung Gl. (2.4) ein, so lässt sich die stationäre Lösung der Energiebilanzgleichung für die beheizte Flüssigkeit (Bereich B) unter den oben gemachten Annahmen angeben als

$$h_L - h_{Li} = \frac{q_w'' p}{r_L a} \left(\frac{z}{\bar{u}_{Li}} - \frac{\mathbf{e}}{S \bar{u}_{Li}} \left(e^{S \frac{z}{\bar{u}_{Li}}} - 1 \right) \right) \quad . \quad (2.36)$$

Setzt man in Gl. (2.36) für die Lauflänge $z = \mathbf{l}_B$ ein, so lässt sich eine charakteristische Verweilzeit \mathbf{t}_B der Flüssigkeit in Bereich B definieren als

$$\tau_B = \frac{\Delta h_{sub} \rho_L a}{q_w'' \rho} \quad . \quad (2.37)$$

Darin ist Δh_{sub} die Unterkühlung der Flüssigkeit am Eintritt A mit

$$\Delta h_{sub} = h_{sat} - h_{Li} \quad . \quad (2.38)$$

Die charakteristische einphasige Lauflänge λ_B , das heisst die Lauflänge bis zum Siedebeginn, schreibt sich dann zu

$$\lambda_B(t) = \bar{\lambda}_B + \delta\lambda_B(t) = \tau_B \bar{u}_{Li} + \frac{\varepsilon e^{St}}{S} (1 - e^{S\tau_B}) \quad . \quad (2.39)$$

Beheizte Mischung (Bereich C):

Neben den oben angegebenen Annahmen wird jetzt die Driftgeschwindigkeit des Dampfes als konstant angenommen. Damit lassen sich die Kontinuitätsgleichung der Mischung Gl. (2.1) und die Kontinuitätsgleichung der Dampfphase Gl. (2.2) in eine Gleichung für die Gesamtvolumenstromdichte U

$$\frac{\partial U}{\partial z} = \Gamma_G \frac{\Delta \rho}{\rho_G \rho_L} = \Omega \quad (2.40)$$

und in eine Gleichung für die scheinbare Dichte ρ_M umformen.

$$\frac{\partial \rho_M}{\partial t} + C_K \frac{\partial \rho_M}{\partial z} = -\Gamma_G \frac{\Delta \rho \rho_M}{\rho_G \rho_L} = -\rho_M \Omega \quad . \quad (2.41)$$

Darin kann für die Größe C_K näherungsweise geschrieben werden

$$C_K \approx U + U_{Gj} \quad . \quad (2.42)$$

Für thermisches Gleichgewicht zwischen der flüssigen und der gasförmigen Phase lässt sich die Massenquellendichte an der Phasengrenze Γ_G über die Wärmestromdichte und die Verdampfungsenthalpie schreiben als

$$\Gamma_G = \frac{q_w'' \rho}{\Delta h_{LG} a} \quad . \quad (2.43)$$

Die für den Phasenübergang charakteristische Frequenz Ω in den Gln. (2.40) und (2.41) ist somit definiert als

$$\Omega = \Gamma_G \frac{\Delta \rho}{\rho_G \rho_L} = \frac{q_w'' \rho}{\Delta h_{LG} a} \frac{\Delta \rho}{\rho_G \rho_L} \quad . \quad (2.44)$$

Löst man jetzt Gl. (2.40) nach der Gesamtvolumenstromdichte U auf

$$U = \bar{u}_{Li}(z) + \Omega(z - \lambda) + \delta u(t) - \Omega \delta \lambda(t) \quad , \quad (2.45)$$

so lässt sich die Größe C_K aus Gl. (2.42) schreiben als

$$C_K = \bar{C}_K(z) + dC_K(t) = (\bar{u}_{Li}(z) + U_{Gj} + \mathbf{W}(z - \mathbf{I})) + (d\mathbf{u}(t) - \mathbf{Wall}(t)) \quad (2.46)$$

Mit Gl. (2.46) kann jetzt Gl. (2.41) nach der scheinbaren Dichte \mathbf{r}_M aufgelöst werden. Die Schwerpunktgeschwindigkeit u_M erhält man durch Umformung von Gl. (2.14) zusammen mit der Gesamtvolumenstromdichte U , Gl. (2.45), und der scheinbaren Dichte \mathbf{r}_M .

Um die eine Zweiphasenströmung charakterisierenden Ähnlichkeitskennzahlen herzuleiten, werden die Grundgleichungen durch Einführung der folgenden dimensionslosen Parameter in eine dimensionslose Form überführt.

$$t^* = \frac{t\bar{u}_{Li}}{l_0}, \quad z^* = \frac{z}{l_0}, \quad d_i^* = \frac{d_i}{l_0}, \quad (2.47a)$$

$$\mathbf{r}_M^* = \frac{\mathbf{r}_M}{\mathbf{r}_L}, \quad \rho_M^* = \frac{\rho_M}{\mathbf{r}_L \bar{u}_{Li}^2}, \quad (2.47b)$$

$$u_M^* = \frac{u_M}{\bar{u}_{Li}}, \quad C_K^* = \frac{C_K}{\bar{u}_{Li}}, \quad U^* = \frac{U t_B}{l_0}, \quad (2.47c)$$

$$q_{Wi}^{**} = \frac{q_{Wi}''}{q_{W0}''}, \quad h_M^* = \frac{h_M - h_{Li}}{Dh_{LG}}. \quad (2.47d)$$

Die dimensionslosen Parameter werden in die Grundgleichungen eingesetzt. Statt der Kontinuitätsgleichung der Mischung, Gl. (2.1), und der Kontinuitätsgleichung der Dampfphase, Gl. (2.2), werden die Gleichung für die Gesamtvolumenstromdichte U , Gl. (2.40), und die Gleichung für die scheinbare Dichte \mathbf{r}_M , Gl. (2.41), verwendet.

Die dimensionslosen Grundgleichungen können jetzt wie folgt ausgedrückt werden. Die Sterne werden im folgenden wieder weggelassen.

Gleichung für die Gesamtvolumenstromdichte U :

$$\frac{\mathcal{I}U}{\mathcal{I}z} = N_{sub}. \quad (2.48)$$

Gleichung für die scheinbare Dichte \mathbf{r}_M :

$$\frac{\mathcal{I}\mathbf{r}_M}{\mathcal{I}t} + C_K \frac{\mathcal{I}\mathbf{r}_M}{\mathcal{I}z} = -N_{Pch} \mathbf{r}_M. \quad (2.49)$$

Impulsbilanzgleichung der Mischung:

$$\mathbf{r}_M \left(\frac{\mathcal{I}u_M}{\mathcal{I}t} + u_M \frac{\mathcal{I}u_M}{\mathcal{I}z} \right) = -\frac{\mathcal{I}\rho_M}{\mathcal{I}z} - \frac{1}{N_{Fr}} \mathbf{r}_M - f(N_{Resi}) \mathbf{r}_M u_M^2 - N_r N_d^2 \frac{\mathcal{I}}{\mathcal{I}z} \left(\frac{(1 - \mathbf{r}_M)}{(\mathbf{r}_M - N_r) \mathbf{r}_M} \right). \quad (2.50)$$

Enthalpiebilanzgleichung der Mischung für den i -ten Abschnitt:

$$\mathbf{r}_M \left(\frac{\mathcal{H}_M}{\mathcal{H}} + u_M \frac{\mathcal{H}_M}{\mathcal{Z}} \right) = N_{PCh} \mathbf{q}_{Wi}'' - N_r N_d \frac{\mathcal{H}}{\mathcal{Z}} \left(\frac{(\mathbf{r}_M - 1)}{(N_r - 1) \mathbf{r}_M} \right). \quad (2.51)$$

In den dimensionslosen Grundgleichungen treten folgende Ähnlichkeitskennzahlen auf.

Unterkühlungs-Zahl:

$$N_{sub} = \mathbf{W} \mathbf{t}_B = \frac{\mathbf{D} h_{sub} \mathbf{D} \mathbf{r}}{\mathbf{D} h_{LG} \mathbf{r}_G}. \quad (2.52)$$

Phasenübergangs-Zahl oder Zuber-Zahl:

$$N_{PCh} = N_{Zu} = \frac{\mathbf{W}_0}{\bar{u}_{Li}} = \frac{\mathbf{q}_{W0}'' \rho_i l_0 \mathbf{D} \mathbf{r}}{a_i \mathbf{D} h_{LG} \bar{u}_{Li} \mathbf{r}_G \mathbf{r}_L} = \frac{\mathbf{D} h \mathbf{D} \mathbf{r}}{\mathbf{D} h_{LG} \mathbf{r}_G}. \quad (2.53)$$

Froude-Zahl:

$$N_{Fr} = \frac{\bar{u}_{Li}^2}{g l_0}. \quad (2.54)$$

Reynolds-Zahl:

$$N_{Resi} = \frac{\bar{u}_{Li} d_i}{\mathbf{n}_L}. \quad (2.55)$$

Drift-Zahl:

$$N_d = \frac{U_{Gj}}{\bar{u}_{Li}}. \quad (2.56)$$

Dichte-Zahl:

$$N_r = \frac{\mathbf{r}_G}{\mathbf{r}_L}. \quad (2.57)$$

Der Reibungsbeiwert für eine Zweiphasenströmung f_m kann über einen konstanten Faktor durch den Reibungsbeiwert für eine Einphasenströmung ausgedrückt werden. Dieser kann als Funktion der Reynolds-Zahl N_{Resi} für die Einphasenströmung geschrieben werden.

Eine wichtige Ähnlichkeitskennzahl des Systems ist die Unterkühlungs-Zahl N_{sub} . Sie beschreibt das verzögerte Einsetzen des Siedens im Bereich der beheizten Flüssigkeit, Bereich B, aufgrund der Unterkühlung des einströmenden Fluids und somit die charakteristische einphasige Lauflänge \mathbf{I}_R . Sie kann als Produkt aus der für den Phasenübergang charakteristischen Frequenz \mathbf{W} , Gl. (2.44), und der charakteristischen Verweilzeit \mathbf{t}_B der Flüssigkeit in Bereich B, Gl. (2.37), dargestellt werden. Die

Phasenübergangs-Zahl N_{PCh} beschreibt den Phasenübergang flüssig / gasförmig aufgrund der eingebrachten Heizleistung. Sie ist umgekehrt proportional zur Eintrittsgeschwindigkeit u_{Li} des unterkühlten Fluids in den Bereich B und somit eine wichtige kinematische Ähnlichkeitskennzahl. Die Differenz aus Phasenübergangs-Zahl N_{PCh} und Unterkühlungs-Zahl N_{Sub} lässt sich über die Änderung des Dampfgehalts \mathbf{Dx} in der beheizten Mischung (Bereich C) ausdrücken als

$$N_{PCh} - N_{Sub} = \mathbf{Dx} \frac{\mathbf{Dr}}{\mathbf{r}_G} . \quad (2.58)$$

Die Phasenübergangs-Zahl N_{PCh} und die Unterkühlungs-Zahl N_{Sub} sind somit wichtige Ähnlichkeitsparameter zur Beschreibung des stationären Strömungszustands.

Im Folgenden werden der mechanische Aufbau der Testanlage SUCOT zusammen mit den Hilfskreisläufen, der eingesetzten Instrumentierung und Messsystemen, der Messdatenerfassung und Datenverarbeitung und der Infrastruktur der Testanlage beschrieben. Die wesentlichen wissenschaftlichen Ergebnisse sind u.a. in Janssens-Maenhout et al. (2001) zusammengefasst.

3. Testanlage SUCOT

3.1 Beschreibung der Modellgeometrie

Um die sich im Kurzzeitverhalten im Reaktorsumpf eines innovativen Leichtwasserreaktors einstellende zweiphasige Naturkonvektionsströmung in der Testanlage SUCOT ähnlich simulieren zu können, werden die geodätischen Höhen l_H im Maßstab

$$l_{HR} = 1 \quad (3.1)$$

simuliert. Als Testfluid wird wie im Prototyp Wasser verwendet. Dadurch wird erreicht, dass sich im Modell die identisch gleiche Druckverteilung über der geodätischen Höhe einstellt wie im Prototyp. Das Produkt aus Dichte und geodätischer Höhe ist im Modell und im Prototyp gleich. Daraus folgt unmittelbar, dass der für die Strömungsform wichtige Flächenanteil e im Maßstab

$$e_R = 1 \quad (3.2)$$

skaliert. Das heißt, dass die Verteilung des Flächenanteils und somit die Strömungsmuster im Modell und im Prototyp identisch sind.

Die Nachzerfallswärme (Heizleistung) und das Volumen des Kühlwassers im Sumpf werden im Maßstab

$$\dot{Q}_R = V_R = 1/356 \quad (3.3)$$

skaliert. Dieser Maßstab wird gewählt, um ein Modellexperiment zu erhalten, das im experimentellen Labormaßstab bezüglich Baugröße und Heizleistung handhabbar ist. Der Quotient aus Heizleistung und Volumen ist für Modell und Prototyp identisch:

$$\dot{q}_R = \dot{Q}_R / V_R = 1 \quad (3.4)$$

Die durchströmten Querschnittsflächen werden im Maßstab

$$a_R = 1/356 \quad (3.5)$$

skaliert. Der Wandwärmestrom q'_w an der Schmelzenoberfläche (Heizplattenoberfläche) wird im Modellexperiment identisch wiedergegeben.

$$q''_{WR} = 1 \quad (3.6)$$

Um Gl. (3.6) gleichzeitig mit den Gln. (3.3) und (3.5) zu erfüllen und um eine handhabbare Dimension der Modellgeometrie zu gewährleisten, wird die überströmte Länge der Heizplatte l_h im Maßstab

$$l_{hR} = 1/2 \quad (3.7)$$

die Tiefe b der Testanlage im Maßstab

$$b_R = 1/178 \quad (3.8)$$

simuliert.

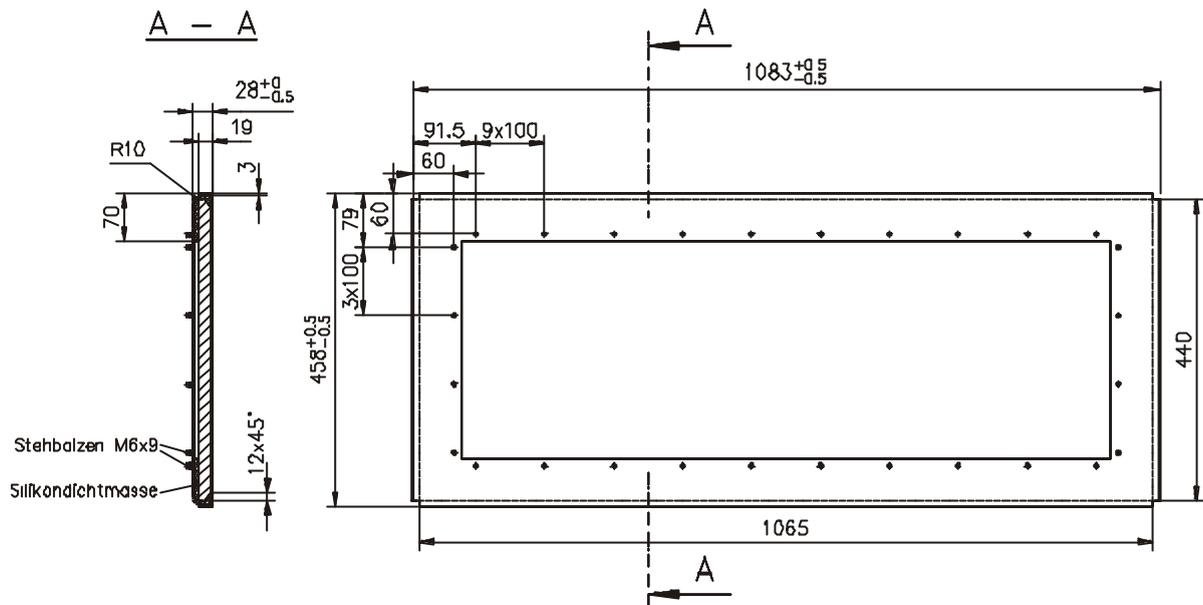


Abbildung 3.2: Einbausituation der Glasscheiben mit den wesentlichen Abmessungen.

schwimmend in einem Aluminiumrahmen eingelassen ist, siehe Abbildung 3.2. Die vertikale Position wird über Abstandselemente gewährleistet. Die Glasscheiben haben eine Dicke von 19 mm.

Um die freie Beweglichkeit des Modells bei der erheblichen Wärmeausdehnung zu gewährleisten (etwa 10 mm bei charakteristischen 80 K Temperaturdifferenz), wird die Grundplatte der Profilkonstruktion an einem Ende als Festpunkt mit der Stahlunterkonstruktion fest verschraubt. Die übrige Grundplatte gleitet über drei Boschprofile auf einem mit dem Hallenboden verbundenen Doppel-T-Träger-Bodengerüst. Nach oben kann sich die Testanlage, geführt von zwei Boschprofilhalterungen, frei ausdehnen.

In Abbildung 3.3 ist ein Schnitt durch den horizontalen Teil der Testanlage SUCOT dargestellt. Das Bodengerüst und der Aufbau der Bosch- und Winkelprofile auf der Grundplatte wird deutlich erkennbar. Durch Stahlwinkel und -platten, sowie durch spezielle Aluminium-Zugstangen sind die Boschprofile in stabiler Joch-Form verschraubt. Die eingesetzten Fensterelemente bestehen aus Glasscheiben, die mit Silikon in einen Stahlwinkelrahmen eingegossen wurden. An der Außenseite wurden Stehbolzen zur Verschraubung angeschweißt, an der Innenseite bilden sie eine glatte und durchgehende Oberfläche.

Bei der Montage der Fensterelemente müssen die Stehbolzen von innen durch die Bohrungen der Winkelrahmen geführt und von außen mit Muttern befestigt werden. Die Abdichtung erfolgt mittels Teflonklebeband, das auf den Scheibenrahmen aufgebracht wird. Zusätzlich werden zwischen die beiden zu verschraubenden Elemente Blechstreifen eingelegt, um als Voraussetzung für Dichtheit beim Anziehen der Muttern eine gleichmäßige Kraftverteilung zu erreichen.

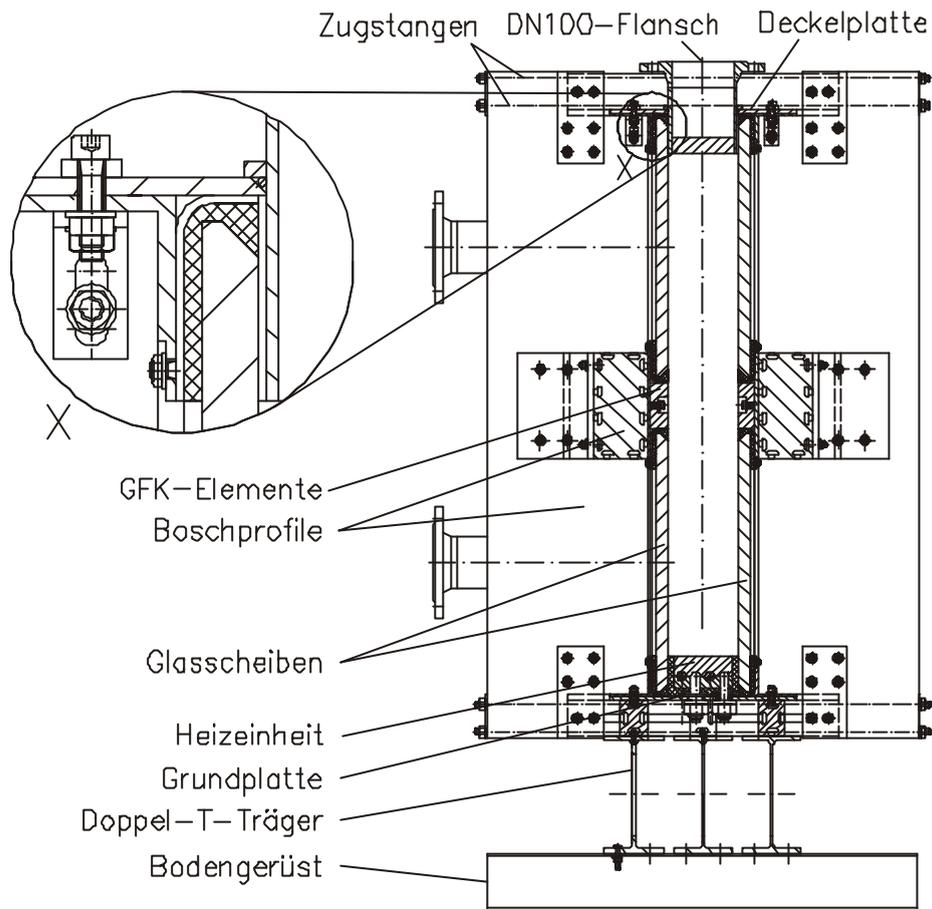


Abbildung 3.3: Vertikaler Schnitt durch den horizontalen Teil des SUCOT-Modells.

Die Hohlräume zwischen den Fenstern werden durch GFK-Elemente ausgefüllt, um die Innenfläche einheitlich glatt zu gestalten. Die 6 mm starken Aluminium-Grund- und Deckelplatten der Rahmenkonstruktion werden ebenfalls mit Teflonklebeband abgedichtet.

Wie in Abbildungen 3.1 und 3.4 erkennbar ist, wurde die Testanlage SUCOT mit zahlreichen Flanschen ausgestattet, die als Eintritts- und Austrittsflansche und für den Einsatz unterschiedlichster Messsonden dienen. Die insgesamt 12 Ein- und Austrittsflansche, sowie die 23 Messflansche werden am Grundgerüst verschraubt und mittels O-Ring-Dichtungen aus Viton abgedichtet. Die Hohlräume zwischen den Flanschen werden wie bei den Fenstern durch GFK-Elemente aufgefüllt. In der Seitenansicht sind auf der rechten Seite des horizontalen Teils die fünf Einlassflansche (DN80/PN16) dargestellt. Nach dem Eintritt durch diese Flansche überströmt das Wasser die horizontale Heizfläche und steigt im vertikalen Teil der Testanlage SUCOT (dem Kamin) als Wasser/Wasserdampf-Gemisch auf. Durch die in Abbildung 3.1 oben rechts gezeigten Austrittsflansche (DN100/PN16) verlassen Wasser und Dampf die Testanlage, wobei sich nur der oberste Auslassflansch über



Abbildung 3.4: Foto der Testanlage SUCOT.

dem Wasserspiegel befindet. Durch diesen Flansch gelangt der Dampf aus der Testanlage zu einem Kondensator.

Den oberen Abschluss der Testanlage SUCOT bildet ein 1 m hoher Edelstahlbehälter (Dampfraum), der auf das 6 m hohe Profilgrundgerüst aufgesetzt ist. Dieser ermöglicht eine Auslenkung der freien Oberfläche bei starker Void-Bildung nach oben. Weiter bietet dieser Behälter dem entstehenden Dampf zusätzlichen Raum zur Ausdehnung, so dass der momentan entstehende Überdruck bis zum Abbau im Kondensator keinen kritischen Wert übersteigen kann, der zum Versagen der Glasfenster führen könnte. An der Oberseite des Edelstahlbehälters (Dampfraums) befinden sich die Verschraubungen zur Temperatur- und Druckmessung und für den Druckausgleich.

3.3 Heizelemente

Zur Simulation der im Prototyp vorhandenen Kernschmelze müssen mehrere Bedingungen erfüllt werden, welche in Kombination nur aufwendig umzusetzen sind. In erster Linie müssen über die ebenen Oberseite der Heizelemente im Mittel 15.5 W/cm^2 Flächenleistung an das Wasser abgegeben werden. Dann soll die Wärmeverteilung auf der Oberfläche der Heizelemente homogen und die Möglichkeit gegeben sein, eine unsymmetrische Verteilung der Schmelze im Prototyp durch eine veränderte Verteilung der Flächenleistung in Strömungsrichtung, das heisst entlang der Heizelemente,

nachzubilden. Schließlich sollen die Temperaturen im wärmeleitenden Material knapp unter der Oberfläche gemessen werden.

Es lag nahe, die Verteilung der Flächenleistung durch den Einsatz mehrerer getrennt ansteuerbarer Heizelemente zu leisten. Durch die geometrischen Randbedingungen, die Vorgabe der elektrischen Leistung, sowie durch vorhandene Stromversorgungseinheiten wurden sieben Heizelemente projektiert, in denen jeweils eine Gruppe von vier Heizpatronen der Firma Watlow für eine gleichmäßige Verteilung der Wärme an der Oberfläche sorgen. In Abbildung 3.5 ist ein Querschnitt durch eine Gruppe gezeigt, in der die Sandwich-Bauweise erkennbar wird.

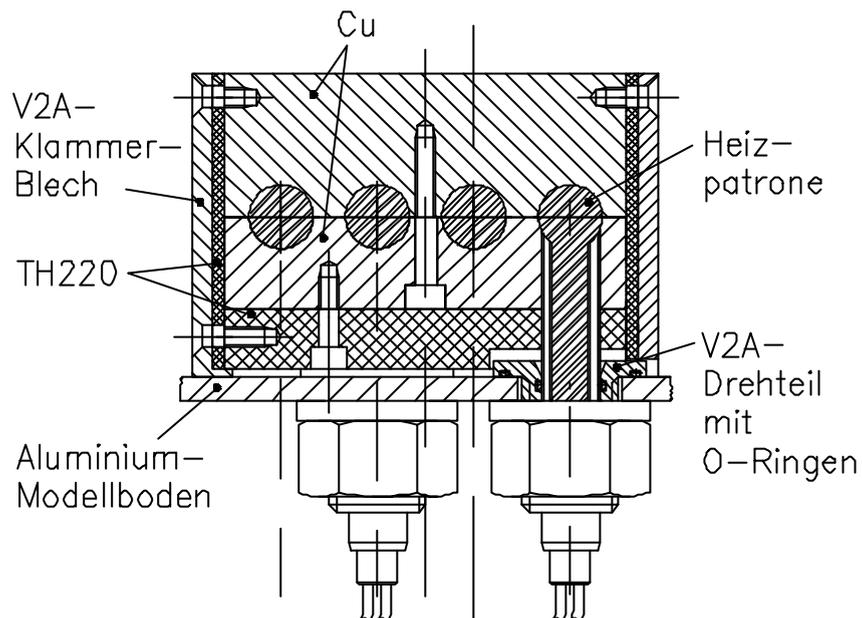


Abbildung 3.5: Querschnitt durch ein Heizelement.

An die speziell angefertigten Heizpatronen wurden an einem Ende senkrecht zur Patrone zwei konzentrische Durchführungsrohre angebracht. Zur Vermeidung der durch Hartlöten auftretenden Spannungsrisskorrosion mussten die Durchführungen an den Nahtstellen Laser-geschweißt werden. Das innere Röhrchen dient der Zuführung der Stromversorgungskabel, das äußere Röhrchen der Aufnahme der Kräfte, die sich durch die unterschiedliche Wärmeausdehnung von Aluminium-Bodenplatte und Heizelemente ergeben.

Aufgrund der guten molekularen Wärmeleitung wird Kupfer als Plattenmaterial verwendet. Die Platten wurden so gefräst, dass die innenliegenden zylindrischen Heizpatronen eng umschlossen, jedoch noch frei beweglich sind. Anhand der Draufsicht des Kupfer-Unterteils, welche in Abbildung 3.6 dargestellt ist, wird die Komplexität der Heizelemente deutlich.

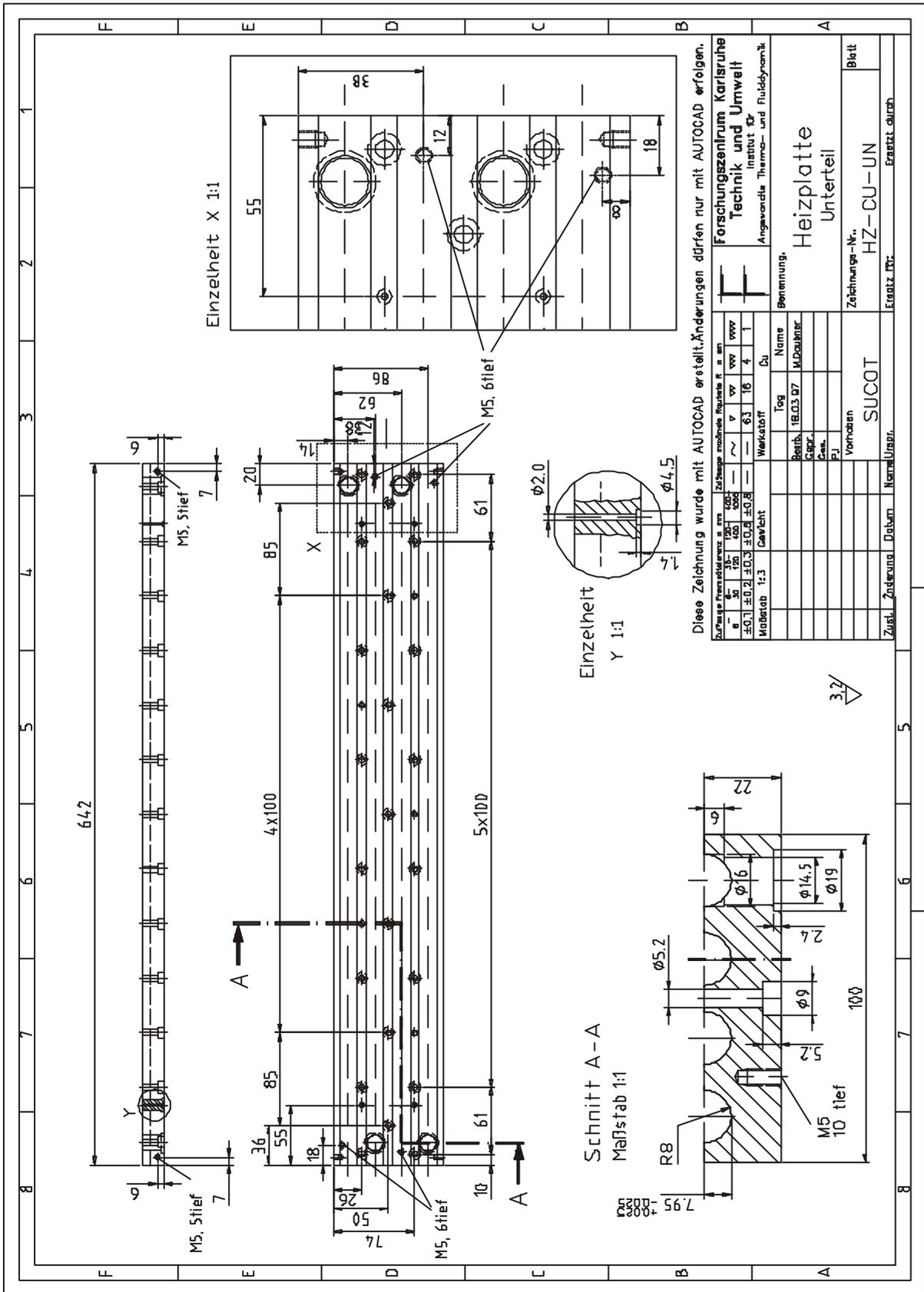


Abbildung 3.6: Einzelteilzeichnung des Unterteils eines Heizelements.

Die durch Zusammenschrauben der Kupferplatten entstehenden zylindrischen Heizpatronenkanäle werden seitlich mit Teflonstopfen aufgefüllt, die mit Passstiften stabilisiert und mit hitzebeständigem Silikon vergossen werden. Durch Auftragen von Kupferpaste bekommen sämtliche Stoßstellen der beiden Kupferteile einen zusätzlichen Schutz gegen das Eindringen von Wasser.

Um zu gewährleisten, dass die eingespeiste Wärme nur nach oben abfließt und nicht an den seitlichen Berandungen Sieden auftritt, muss an allen Seiten eine gute Wärmeisolierung angebracht werden, die das Kupfer dicht abschließt. Das erforderliche Isolationsmaterial muss folgende Eigenschaften erfüllen: gleicher Wärmeausdehnungskoeffizient wie Kupfer, Beständigkeit bei Temperaturen bis 250°C, gute Wärmeisolationseigenschaften, keine Volumenzunahme über die Zeit in Wasser. Aus diesen Gründen wird ein spezieller, glasfaserverstärkter Kunststoff der Fa. Röchling mit der Bezeichnung TH220 verwendet. Aus einem ähnlichen Material müssen auch die Schrauben für die stirnseitige Isolierung angefertigt werden, da sonst die über die Schrauben abgeleitete Wärme zum Sieden am Schraubenkopf führen würde. An den Längsseiten der Heizelemente werden Edelstahlklammerbleche und Edelstahlschrauben zum Anpressen der TH220-Platten verwendet. Die Stoßstellen der Isolierung werden, wie die GfK-Schrauben, mit einem Silikon verklebt, der eine Temperaturbeständigkeit bis 250°C aufweist.

An der Unterseite der Heizeinheiten werden an den Patronendurchführungsstellen zwischen Kupferplatte und TH220-Bodenplatte Viton-O-Ringe eingesetzt, um ein Eindringen von Wasser zu verhindern. Ebenso werden die 1.5 mm starken NiCr-Ni-Thermoelemente abgedichtet, welche von unten zugeführt in engen Bohrungen bis knapp unter die Oberfläche verlaufen. Zur besseren Montage und Demontage und um einen guten Wärmeübergang an das Thermoelement zu erhalten, erfolgt eine Schmierung des Thermoelements mit Kupferpaste.

Abbildung 3.7 zeigt ein Foto der Stirnseite eines Heizelements mit den Durchführungsstellen. Die Durchführungsdrehteile aus Edelstahl 1.4301 dichten mit

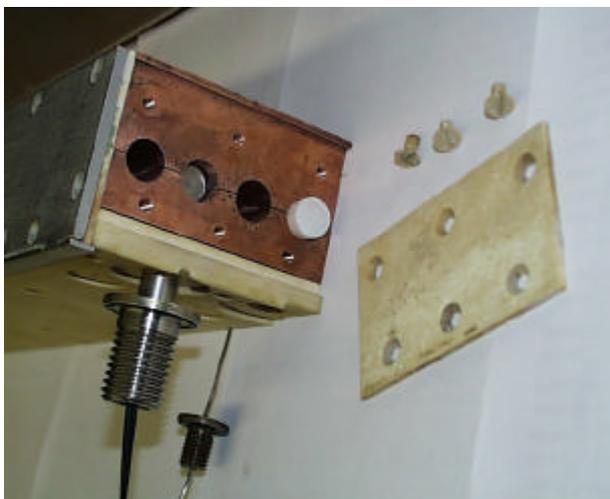


Abbildung 3.7: Foto der Stirnseite eines Heizelements mit Durchführungsstellen.

Viton-O-Ringen an der Unterseite die einfachen Bohrungen in der Bodenplatte der Testanlage SUCOT ab. Von außen werden die entsprechenden Muttern auf die Teile geschraubt, um die Dichtungen auf die Bodenplatte zu drücken. In diesen Durchführungsteilen werden die durchgeschobenen Patronenröhrchen ebenfalls mit einem O-Ring abgedichtet, wie auch aus Abbildung 3.5 hervorgeht. Im Gegensatz dazu werden die Thermoelemente in ihre Führungsstücke eingelötet.

In Abbildung 3.8 ist schematisch die Regelung der Heizelemente dargestellt. Die Leistungszufuhr von den Transformatoren zu den Heizelementen wird über eine Siemens-Thyristoreinheit angesteuert. Direkt an den Klemmen der Heizelemente werden Strom und Spannung zur Ermittlung der Leistung abgegriffen. Hierzu werden mit speziellen Messwertumformern die Effektivwerte berechnet und als 0 bis 20 mA-Signal an die Siemens S5 und die Messwert erfassungsgeräte ausgegeben.

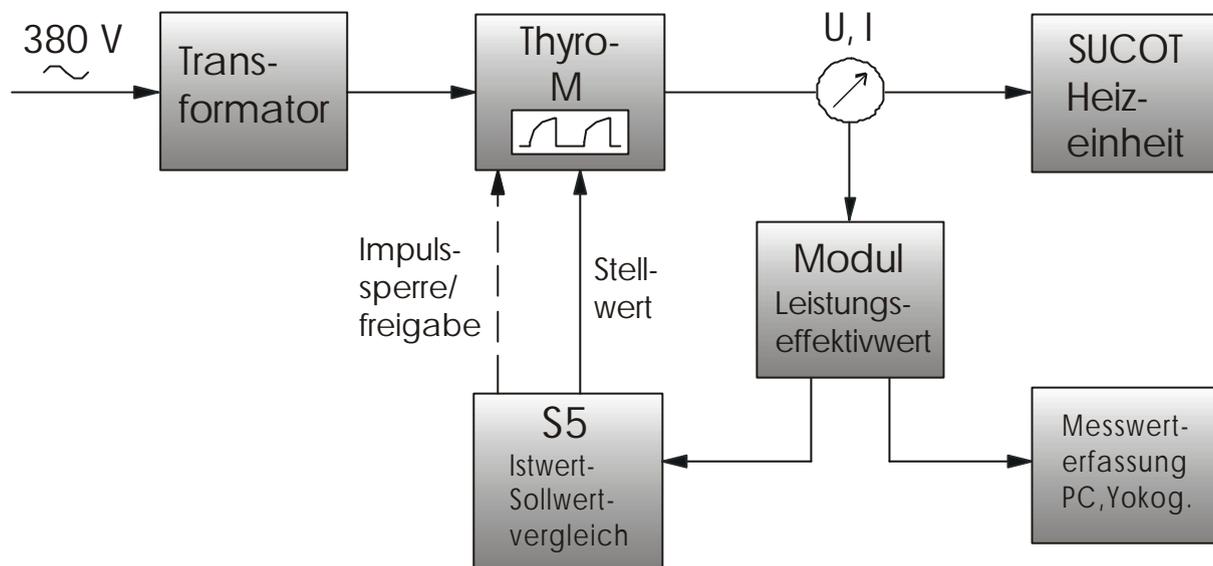


Abbildung 3.8: Schematische Darstellung der Regelung der Heizelemente.

3.4 Kreislaufschema

In Abbildung 3.9 ist das Kreislaufschema der Testanlage SUCOT mit allen Komponenten der drei Kreislaufsysteme sowie allen Messstellen abgebildet. Als zentrale Regelungseinheit wird eine Siemens S5 benutzt, die alle zu regelnden Messgrößen erfasst und die Stellgrößen ausgibt. Neben den betrieblichen Regelvorgängen sind Überwachungsfunktionen eingebaut, wie zum Beispiel die Notabschaltung bei Überhitzung oder Überdruck. Die Software zur Regelung und Überwachung bietet unterschiedliche Variationsmöglichkeiten zum Fahren der Testanlage. Grundsätzlich gibt es für jeden Regelkreis drei verschiedene Betriebsarten: »Extern«, »Manuell« und »Automatik«. In der Betriebsart Extern hat der

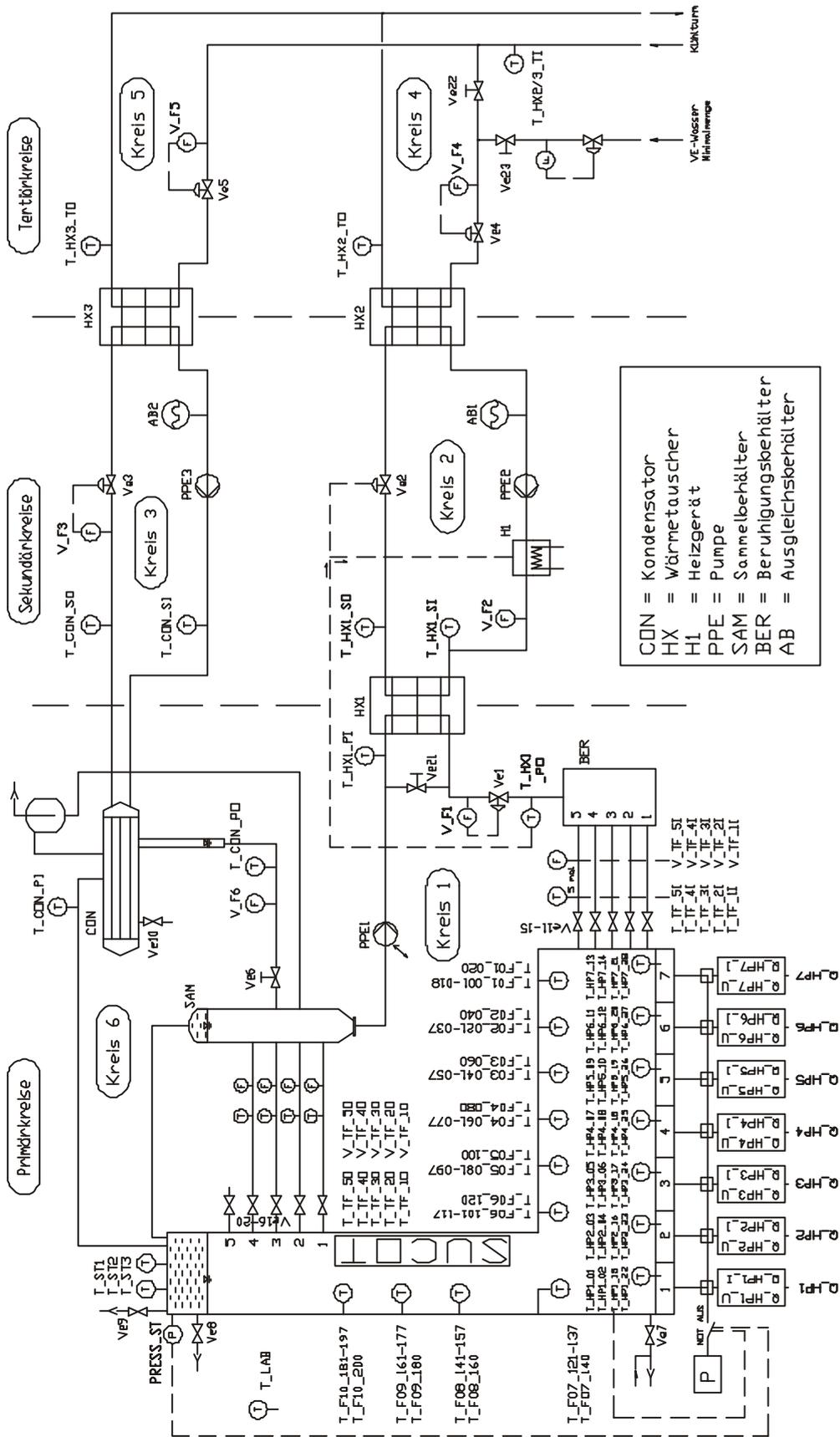


Abbildung 3.9: Kreislaufschemata der Testanlage SUCOT mit allen Messstellen.

Anlagenbetreiber die Möglichkeit, Bedienelemente direkt am Steuerschrank zu benutzen, in der Betriebsart Manuell wird dem Regelkreis "manuell" ein Sollwert vorgegeben, den die S5 dann einregelt. Beim Aktivieren der Betriebsart Automatik werden die vom Anlagenbetreiber vorher angelegten Ablaufkurven für die gewünschten Regelkreise gestartet, wodurch die Sollwerte "automatisch" vorgegeben werden.

Sämtliche Regelventile sind von elekropneumatischer Bauart der Fa. Samson, die bei Ausfall der Druckluftversorgung durch Federdruck geschlossen werden. Für die Wärmeübertragung werden Plattenwärmetauscher der Fa. Schmidt verwendet, sowie ein Kondensator der Fa. Deller. Zur Messung der Durchflüsse kommen beim Wasser des Hauptkreises (Leitfähigkeit $>20 \mu\text{S}/\text{cm}$) magnetisch induktive Durchflussmesser (MID) der Fa. Krohne und beim Kondensat Flügelraddurchflussmesser der Fa. Hoentzsch zum Einsatz. Die Messung der Betriebstemperaturen übernehmen ausnahmslos NiCr-Ni-Mantelthermoelemente der Stärke 1.5 mm, die über Swagelock-Schneidringdichtungen in die Rohre oder Komponenten eingebracht werden.

Aus der Separation der zwei Phasen (flüssiges Wasser und Wasserdampf) am oberen Ende des Kamins der Testanlage SUCOT ergeben sich von zwei voneinander getrennte Kühlkaskaden, die jeweils aus drei getrennten Kühlkreisen bestehen. Da eine große Variation von Versuchsrandbedingungen realisiert werden sollte und die Effektivität des als Wärmesenke vorhandenen Kühlturms stark von der Umgebungstemperatur abhängig ist, wurden Zwischenkreise als Temperaturpuffer eingebaut. So kann das für die Wärmeübertragung erforderliche Temperaturgefälle in den Wärmetauschern und im Kondensator geringer eingestellt werden. Die Umwälzung des Wassers erfolgt in allen Kreisläufen durch Kreiselpumpen radialer Bauart. Das Aufsteigen des Wasserdampfes vom Gasraum oberhalb der freien Oberfläche im Kamin zum Kondensator sowie das Rückfließen des Kondensats in den Kreislauf erfolgt selbständig aufgrund von Auftriebseffekten.

3.5 Primärkreislauf

Der Primärkreislauf teilt sich in einen Kreislauf für die flüssige Phase (Wasser), Kreis 1, und einen Kreislauf für den Wasserdampf/Kondensat, Kreis 6, auf, siehe Abbildung 3.9. Am oberen Ende des Kamins verlässt das Wasser die Teststrecke durch insgesamt 5 Edelstahlrohre (Durchmesser DN100), die über Kugelhahnventile abgeschiebert werden können. Beim Ausströmen aus dem Kamin in die Edelstahlrohre wird das Wasser/Wasserdampf Gemisch so über Umlenkleche geleitet, dass der aufsteigende Dampf aufgrund von Auftriebseffekten den Stromlinien des Wassers nicht folgen und somit nicht in die Leitungen einströmen kann. Eine Fehlfunktion der nachgeschalteten magnetisch induktiven Durchflussmesser (MID) wird somit vermieden. Für den Fall, dass trotzdem Dampf in die Leitung eintritt, wird ein Transport bis zu den Durchflussmessern und zur Pumpe durch ein Abscheiden im Sammelbehälter, in dem

geringe Strömungsgeschwindigkeiten vorliegen, verhindert. Der Sammelbehälter ist über eine Verbindungsleitung mit dem Dampfraum der Testanlage verbunden, siehe Abbildung 3.9.

Wie aus dem Rohrleitungsplan in Abbildung 3.10 ersichtlich wird, sind die Leitungen (Länge etwa 2 m) zwischen dem Kamin der Testanlage und dem Sammelbehälter aufgrund der zu kompensierenden Wärmeausdehnung über Gummipuffer an den Kamin angeflanscht. Die Temperaturmessstellen und die MID Durchflussmesser sind direkt vor dem Sammelbehälter angeordnet. Vom Sammelbehälter strömt das Wasser direkt zur Pumpe, einer Kreiselpumpe radialer Bauart.

Um zu vermeiden, dass Wasser mit einer Temperatur nahe dem Siedepunkt beim Ansaugen durch die Pumpe einen zu großen Unterdruck erfährt und somit Kavitation verursacht, wurde die Pumpe im Erdgeschoß installiert. Dadurch wird am Ansaugstutzen der Pumpe ein der Zulaufhöhe von 5.5 m entsprechender Druck abzüglich der Verluste in der Rohrleitung erreicht. Aus der Berechnung des Druckverlustes mit $H_v = 0.94$ m und einem erforderlichen NPSH-Wert von 1 m ergibt sich eine gute Reserve von mehr als 3 m. Die drehzahlgeregelte Pumpe des Primärwasserkreises hat einen Nenndurchfluss von $60 \text{ m}^3/\text{h}$. Sie wird mit maximal $20 \text{ m}^3/\text{h}$ belastet, so dass eine weitere Reserve hinsichtlich Kavitation sichergestellt ist. Nach der Pumpe strömt das Wasser durch den im Obergeschoß installierten Platten-Wärmetauscher HX1. Der Wärmetauscher kann entsprechend der Einstellung von Ventil Ve21 zur vollen Kühlung herangezogen oder überbrückt werden. Seine Anordnung auf der Druckseite der Pumpe ergibt sich aus dem aufzubringenden Druck, der zum Durchströmen des Wärmetauschers erforderlich ist. Mit seiner Kühlfläche von 3.47 m^2 ist der Wärmetauscher in der Lage, die volle Heizleistung von 75 kW bei einer Temperaturdifferenz von etwa 5 K abzuführen.

Nach dem Wärmetauscher strömt das Wasser durch einen Filter, der das Medium reinigt und gleichzeitig thermisch homogenisiert. Ein Wechsel des Filtereinsatzes geschieht manuell und kann im laufenden Betrieb durchgeführt werden.

Nach dem MID Durchflussmesser V_F1 und dem Regelventil Ve1, welches den Gesamtvolumenstrom durch die Testanlage einstellt, strömt das gekühlte Wasser in einem Beruhigungsbehälter im Erdgeschoss. Aus diesem Beruhigungsbehälter strömt das Wasser über fünf übereinander angeordnete Leitungen, die separat mit Kugelhahnventilen abgeschiebert werden können, in die Testanlage zurück. Über die Stellung der fünf Ventile kann am Eintritt in die Teststrecke ein vertikales Geschwindigkeitsprofil vorgegeben werden.

In dem eben beschriebenen Wasser-Primärkreislauf (Kreis 1) müssen sowohl die Eintrittstemperatur in die Testanlage als auch der Volumenstrom geregelt werden. Hierzu wird zum einen der Istwert des Volumenstroms am MID Durchflussmesser V_F1 gemessen, der der S5 das Steuersignal zur Nachstellung des Ventils Ve1 liefert. Zum

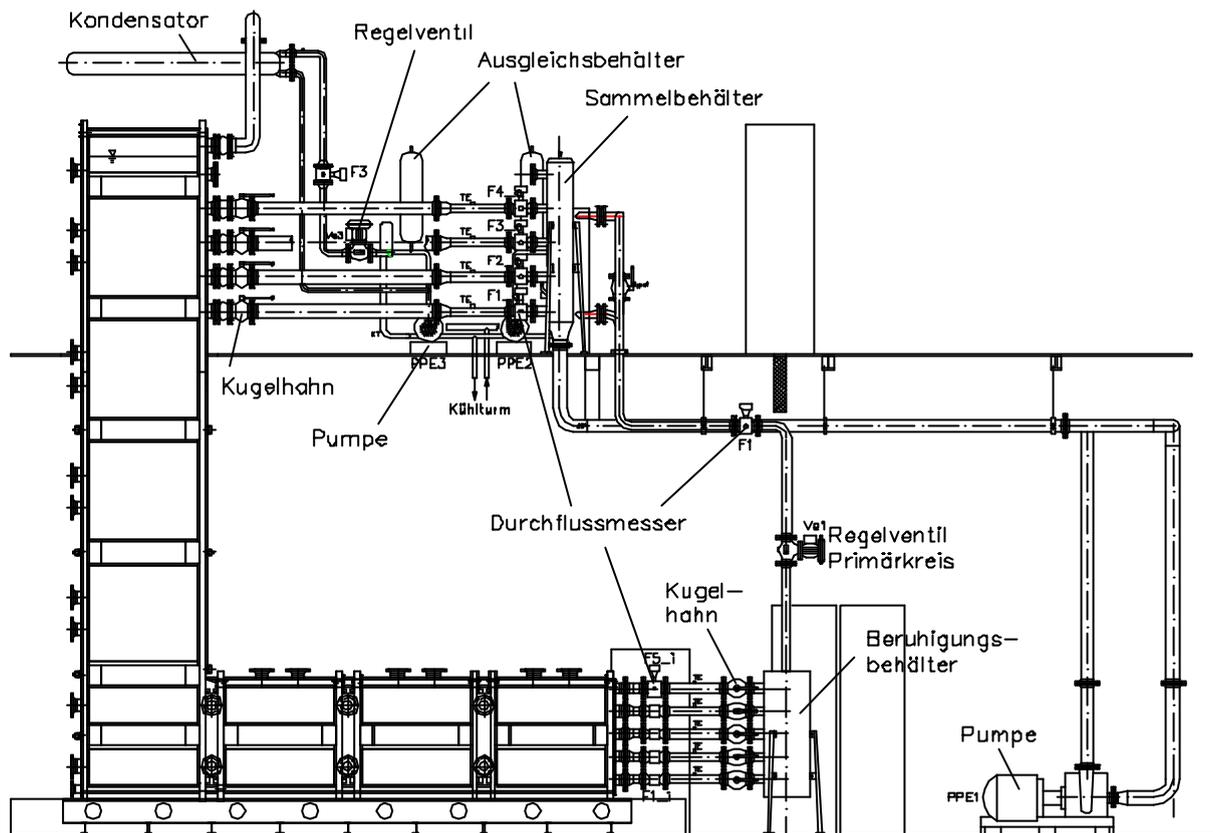


Abbildung 3.10: Seitenansicht des Rohrleitungssystems: Primärkreislauf.

anderen wird die Temperatur T_{HX1_PO} des Wasser-Primärkreislaufs durch das Temperaturniveau auf der Sekundärseite des Wärmetauschers HX1 geregelt (siehe auch Kapitel 4.4). Dazu muss das Bypassventil $Ve21$ in eine geeignete Mittelstellung gebracht werden.

Der in der Testanlage erzeugte Wasserdampf strömt über den obersten der Auslassflansche zum Kondensator, der mit einer Kühlfläche von 2.4 m^2 eine Wärmeleistung von bis zu 120 kW abführen kann. Im Kondensator umströmt der Wasserdampf die in U-Form gebogenen Kondensatorrohre, kondensiert und wird in Abhängigkeit der Temperatur des in den Rohren strömenden Sekundärwassers unterkühlt. Die Temperatur des aus dem Kondensator abströmenden Kondensats wird an Meßstelle T_{Con_PO} gemessen, die Messung des Volumenstroms des Kondensats V_{F6} erfolgt mit einem Flügelraddurchflussmesser. Die Kalibrierung ist im Anhang A.2 diskutiert. Eine Regelung der Austrittstemperatur findet nicht statt, da sie sich durch die Sollwertvorgabe auf der Sekundärseite immer im gewünschten Bereich befindet. Für die Bilanzierung der Wärmeströme ist es ausreichend, die Temperatur und den Volumenstrom des Kondensats genau zu erfassen. Das Kondensat wird über den Sammelbehälter in den Wasser-Primärkreislauf rückgeführt.

Um einen sprunghaften Anstieg des Drucks im Kondensator, der sich zum Beispiel aufgrund einer schlagartigen Freisetzung von Wasserdampf in der Teststrecke aufbaut,

zu vermeiden, ist etwa 1.5 m oberhalb des Kondensators ein zusätzlicher Ausdehnungsbehälter angeordnet, der mit dem Kondensatorinnenraum verbunden ist. Durch dieses Sicherheitssystem kann gewährleistet werden, dass ein Überdruck von 50 mbar gegenüber der Umgebung nicht überschritten wird.

3.6 Sekundär- und Tertiärkreislauf

Der Sekundärkreis teilt sich in einen Kühlkreis (Kreis 2) für den Wasser-Primärkreislauf und einen Kühlkreis (Kreis 3) für den Kondensat-Primärkreislauf auf. Beide sekundärseitigen Kühlkreisläufe sind über einen Tertiärkreislauf (Kreis 4 / 5) mit dem Kühlturm als Wärmesenke verbunden.

Aus dem Kreislaufschema in Abbildung 3.9 wird ersichtlich, dass die Regelung der Eintrittstemperatur T_{HX1_PO} in die Testanlage über die Sekundärseite des Wärmetauschers HX1 realisiert wird. Eine Kreiselpumpe der Leistung 1.5 kW fördert bis zu $7 \text{ m}^3/\text{h}$ Wasser bei vollständig geöffnetem Regelventil Ve2. Damit die Temperaturregelung schneller auf Schwankungen der Temperatur T_{HX1_PO} reagieren kann, wurde ein Heizaggregat H1 in den Kreis 2 integriert. Das Heizaggregat wird erst zugeschaltet, wenn das Regelventil Ve2 am Minimalwert angelangt ist und die Temperatur T_{HX1_PO} trotzdem unter dem Sollwert bleibt. Zusätzlich wird bei anhaltender Unterschreitung des Sollwertes das Regelventil Ve4 des Tertiärkreises (Kreis 4) langsam bis auf den Minimalwert (minimaler Durchfluss V_{F4}) gefahren. Aus Sicherheitsgründen wird das Heizaggregat H1 nur dann mit Leistung beaufschlagt, wenn ein Mindestdurchfluss am MID Durchflussmesser V_{F2} registriert wird.

Für den Sekundärkreislauf (Kreis 3) zur Rückkühlung des Kondensats ist kein Heizaggregat erforderlich, da die primärseitige Austrittstemperatur des Kondensats T_{CON_PO} nicht geregelt sondern nur in einem bestimmten Temperaturbereich gehalten werden muss. Dies wird durch die Einstellung der Durchflusssollwerte im Sekundär- (Kreis 3) und Tertiärkreislauf (Kreis 5) erreicht. Sämtliche für die Sekundär- und Tertiärkreisläufe verwendeten Rohrleitungen sind vom Durchmesser DN40.

Die Plattenwärmetauscher HX2 und HX3 übernehmen den Wärmetransport vom Sekundär- zum Tertiärkreislauf. Sie sind vom Typ Micro-Sigma und aufgrund ihrer gelöteten Bauweise sehr platzsparend und völlig unempfindlich gegenüber Undichtigkeiten, die bei Wärmetauschern anderer Bauart aufgrund von hohen Temperaturdifferenzen auftreten können. Mit einer Kühlfläche von jeweils 0.3 m^2 kann jeder der beiden Wärmetauscher die volle Leistung ab einer Temperaturdifferenz von etwa 50 K abführen.

Die parallel betriebenen Tertiärkreisläufe (Kreis 4 und 5) werden von den Kühlturmkreiselpumpen gespeist. Damit kann bei vollständig geöffneten Ventilen bis zu maximal $6 \text{ m}^3/\text{h}$ Tertiärdurchfluss erreicht werden. Die Temperatur dieses

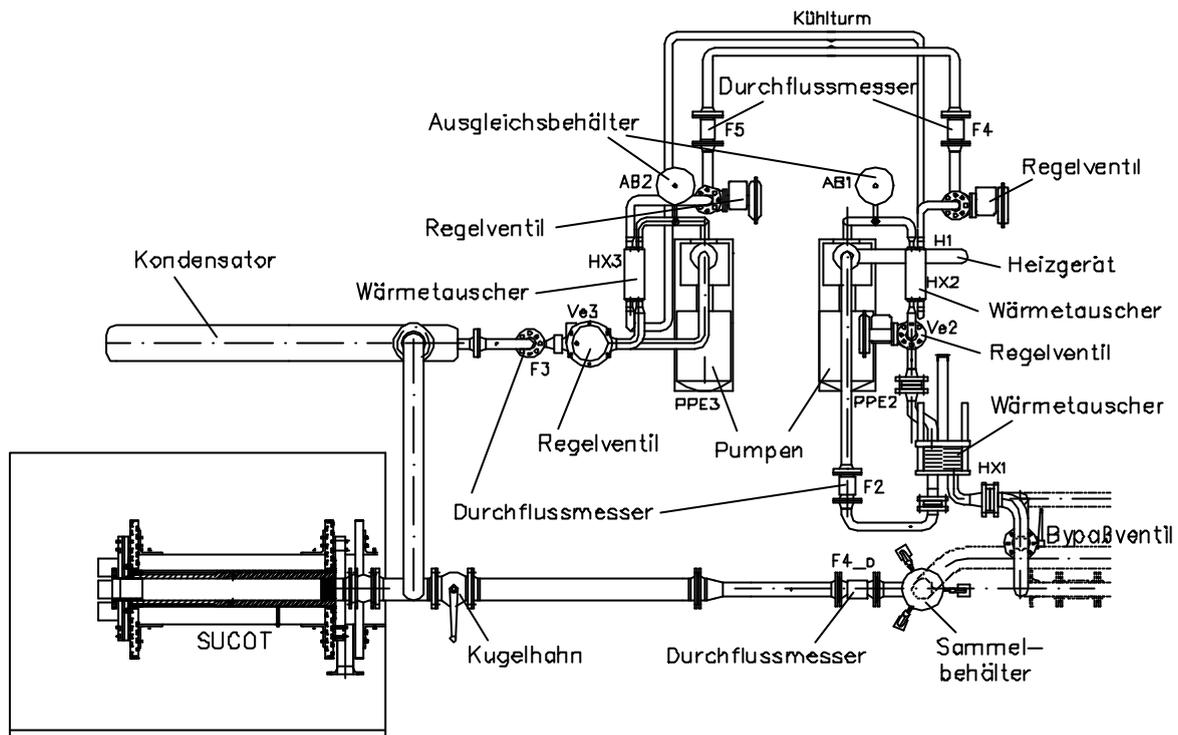


Abbildung 3.11: Draufsicht des Rohrleitungssystems: Sekundär- und Tertiärkreise.

Kühlturmwassers $T_{HX2/3_{TI}}$ ist stark von der Außentemperatur abhängig und schwankt zwischen etwa 8°C im Winter und 25°C im Sommer. Für die meisten Versuchsrandbedingungen kann die Testanlage problemlos betrieben werden. Lediglich für Extremfälle, wenn zum Beispiel die Eintrittstemperatur $T_{HX1_{PO}}$ in die Testanlage nahe bei 100°C liegt und somit eine nur sehr geringe Wärmemenge über Kreis 4 an den Kühlturm abgeführt werden soll, wird eine alternative Kühlwassereinspeisung für Kreis 4 benötigt, die eine wesentlich feinere Einstellung des Volumenstroms V_{F4} ermöglicht. Diese alternative, feinere Einspeisung kann zwischen 0.02 und $0.15 \text{ m}^3/\text{h}$ gefahren werden, während die normale Kühlwassereinspeisung für Volumenströme V_{F4} oberhalb von $0.15 \text{ m}^3/\text{h}$ eingesetzt werden kann. Wird während des Betriebs der Testanlage festgestellt, dass die gewünschte Eintrittstemperatur $T_{HX1_{PO}}$ nicht erreicht werden kann, so wird manuell durch Öffnen des Ventils Ve_{23} und Schließen des Ventils Ve_{22} auf Feinregelung von V_{F4} umgeschaltet. In Abbildung 3.11 ist die Anordnung der Komponenten der Sekundär- und Tertiärkreise angegeben.

4. Instrumentierung

4.1 Thermoelementrechen

In der Testanlage SUCOT sind insgesamt 9 Sondenstäbe mit Thermoelementen, sogenannte Thermoelementrechen, installiert. Im vertikalen Teil der Testanlage, dem sogenannten Kamin, sind 3 solcher Thermoelementrechen fest installiert. Sie enthalten jeweils 6 Thermoelemente mit denen zum einen Temperaturen und zu anderen instationäre Vorgänge im Kamin aufgezeichnet werden können. Die 6 im horizontalen Teil der Testanlage installierten, verfahrbaren Thermoelementrechen dienen der Erfassung von vertikalen Temperaturtraversen und insbesondere der Temperaturprofile nahe der Heizelemente. Die Anordnung der Thermoelementrechen ist in Abbildung 4.1 gegeben.

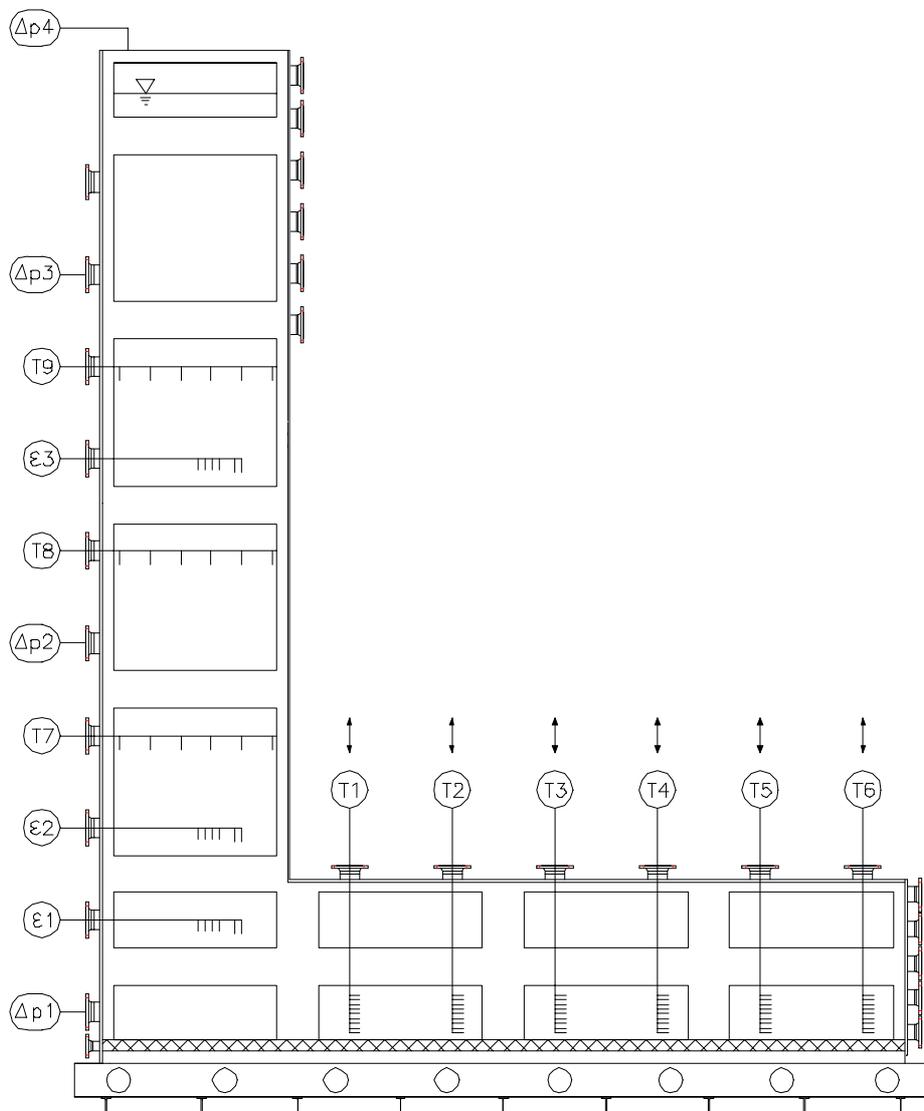


Abbildung 4.1: Anordnung der in der Testanlage SUCOT installierten Messtechnik: Thermoelementrechen (T_i), Voidsonden (ε_i), Druckmessdosen (Δp_i).

Die Anordnung der 20 Thermoelemente im jeweiligen Thermoelementrechen sowie der Gesamtaufbau der Traversiereinrichtung ist in Abbildung 4.2 gegeben. Die Thermoelemente (isolierte Messspitze, Typ K NiCr-Ni, Durchmesser 0.25 mm) werden durch den Sondenstab eingeführt und über Edelstahlröhrchen (Länge 20 mm, Aussendurchmesser 1 mm), die senkrecht mit dem Sondenstab verschweisst sind, fixiert. Die Thermoelemente stehen 5 mm aus den Edelstahlröhrchen heraus und sind wasserdicht in diese verklebt.

Die Sondenstäbe werden innerhalb eines Flansches geführt und abgedichtet. Zur manuellen Anpassung an verschiedene Temperaturniveaus in der Testanlage kann der Dichtungs-O-Ring im Flansch über ein Feingewindeschraubteil mit der erforderlichen Kraft gepresst werden. Somit kann gewährleistet werden, dass der Sondenstab trotz der Abdichtung gut gleitend bewegt werden kann. Das obere Ende des Sondenstabs wird mit einer Halterung verschraubt, die an dem Verfahrtschiff eines ISEL-Schrittmotors befestigt ist. Da alle 6 Sondenstäbe gleichzeitig verfahren werden sollen, werden die Sondenstäbe paarweise mit einem Motor bewegt. Aus Abbildung 4.2 sind die Höhenkoordinaten der Thermoelemente zu entnehmen.

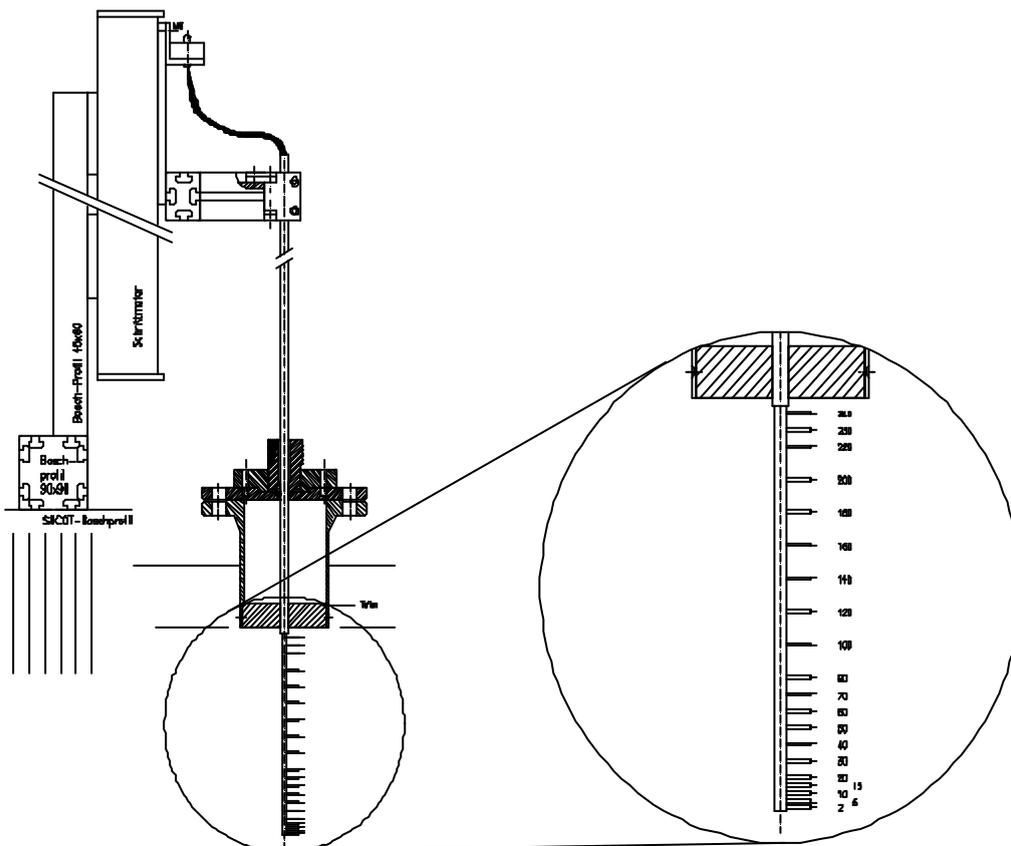


Abbildung 4.2: Thermoelementrechen mit Verfahreinrichtung und Koordinaten der Thermoelemente.

4.2 Differenzdruckaufnehmer

Die Messung von Druckschwankungen, die aufgrund instationärer Vorgänge im Kamin der Testanlage SUCOT entstehen, wurden vier Differenzdruckaufnehmer der Fa. Rosemount und Gould-Statham installiert. Alle verwendeten Differenzdruckaufnehmer (DDA) arbeiten im Bereich von 0 bis 100 mbar und sind an der Außenwand der Testanlage installiert. Die Druckmessstellen 1 bis 3 befinden sich im Wasser, die Druckmessstelle 4 ist im Dampfraum. Die Druckmessstellen sind über 6 mm-Edelstahlröhrchen so miteinander verschaltet, dass folgende Messsignale erfaßt werden können:

- DDA1: Differenz zwischen einer feststehenden, mit Dampfdruck beaufschlagten Wassersäule außerhalb der Testanlage und dem Druck an Messstelle 1 (D1),
- DDA2: Differenz zwischen den Messstellen D1 und D2,
- DDA3: Differenz zwischen den Messstellen D2 und D3,
- DDA4: Differenz zwischen dem Druck im Dampfraum und dem Umgebungsdruck.

Aus Abbildung 4.1 sind die Höhenkoordinaten der DDAs zu entnehmen.

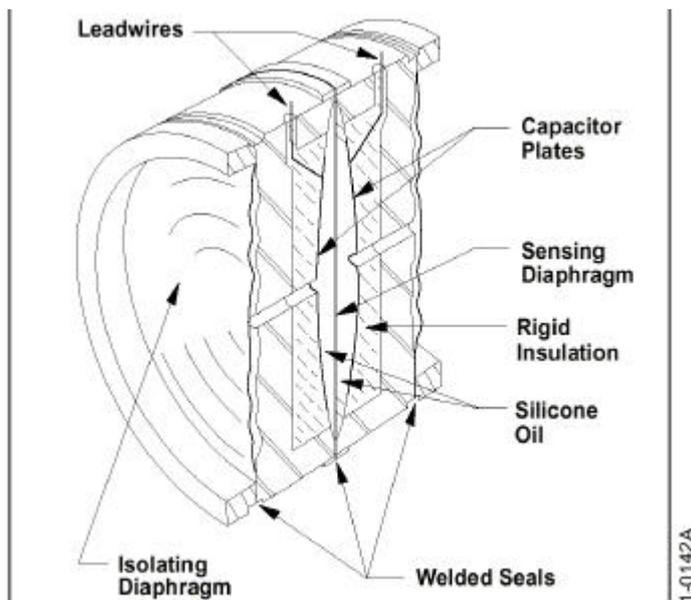


Abbildung 4.3: Schema des kapazitiven Sensors für die Druckmessung, Rosemount (2001).

Die Differenzdruckaufnehmer bestehen im Wesentlichen aus zwei Kammern mit Membranen, die aufgrund der Drücke elastische Verformungen erfahren. Die Umwandlung der physikalischen Größe Druck in eine elektrische Größe im Inneren des DDA erfolgt konkret, wie in Abbildung 4.3 dargestellt, über den eingebauten kapazitiven Sensor. Die verwendeten Geräte haben einen Messfehler von $\pm 0.05\%$ vom Endwert, wodurch eine sehr hohe Genauigkeit von ± 0.5 mbar erreicht wird. Die Messgeräte, die mit Ausgangsströmen von 4 mA bis 20 mA arbeiten, werden über einen Shunt von

100 Ω abgelesen, so dass die Druckänderung linear in 0.4 V bis 2.0 V umgewandelt wird.

4.3 Gamma-Densitometer

Um in der Testanlage SUCOT den integralen Volumenanteil des Dampfes im Wasser (Void) messen zu können, ohne dabei das Wasser/Wasserdampf-Gemisch durch die Messtechnik zu beeinflussen, wurde ein berührungsloses Dichte-Messverfahren ausgewählt: das Gamma-Densitometer. Grundsätzlich beruht das radiometrische Messprinzip des Gamma-Densitometers auf der Abschwächung der Gammastrahlen beim Durchdringen von Materie. Diese Abschwächung ist eine Funktion der Dichte ρ und der Dicke s des durchdrungenen Materials, sowie eines von der Art der Strahlenquelle abhängigen linearen Abschwächungskoeffizienten μ . Die Abschwächung F_s wird durch folgende Beziehung beschrieben:

$$F_s = e^{-\mu \cdot s \cdot r} \quad (4.1)$$

Die Strahlungsintensität lässt mit dem Quadrat des Abstandes von der Strahlungsquelle nach. Um ein dichte proportionales Signal zu erhalten, muss die Strahlungsintensität linearisiert werden. Bleiben nun das durchstrahlte Wandmaterial, die Quelle und die Abstände gleich, so kann die gemessene Abschwächung eindeutig der Dichteänderung eines Gemisches zugeordnet werden.

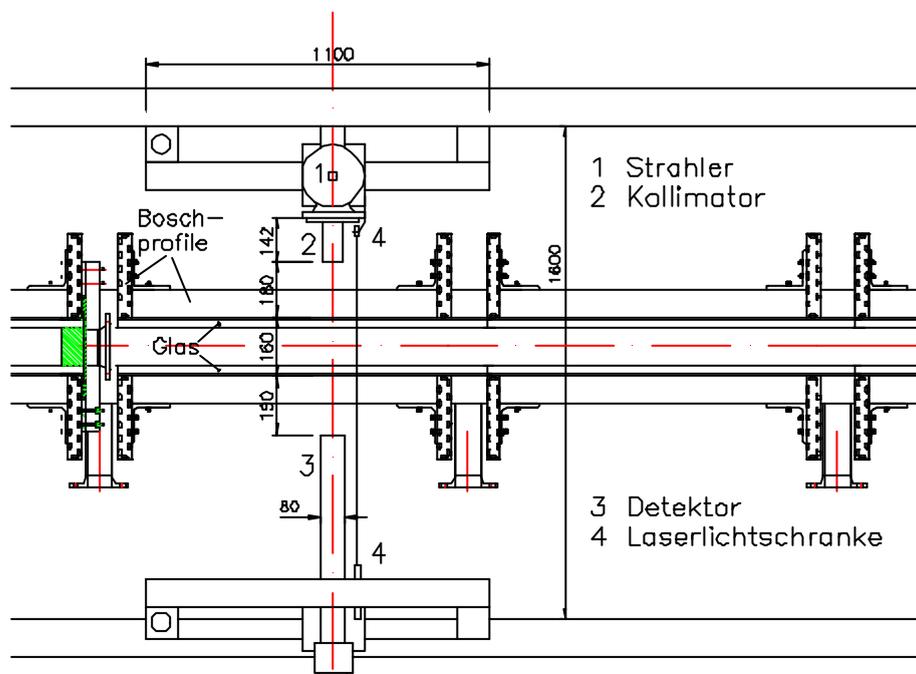


Abbildung 4.4: Anordnung von Strahlenquelle und Detektor.

Im vorliegenden Fall werden eine Gamma-Strahlenquelle und ein Szintillationsdetektor der Fa. Endress und Hauser, wie in Abbildung 4.4 gezeigt, so ausgerichtet, dass der von der Quelle ausgehende kollimierte Strahl die Testanlage SUCOT durchdringt und anschließend im Detektor eine voidabhängige Zählrate N erzeugt. Als Kollimator wird ein Messingzylinder der Länge 100 mm mit einer zentralen Bohrung des Durchmessers 3 mm gewählt. Die Änderung der vom Szintillationsdetektor aufgezeichneten Zählrate lässt sich analog zu Gleichung 4.1 abhängig von der Dichteänderung schreiben:

$$\frac{N_{max}}{N_{min}} = e^{-\mu \cdot s \cdot \Delta r} \quad (4.2)$$

Dabei sind N_{max} und N_{min} die Zählraten bei vollständig mit Luft/dampf und vollständig mit Wasser gefüllter Teststrecke. Nach einer Kalibrierung vor Ort liefert die Ausgabereinheit somit ein dichte proportionales Messsignal. Der Gasvolumenanteil (Void) ergibt sich schließlich zu:

$$e = \frac{r_{Wasser} - r_{Meßwert}}{r_{Wasser} - r_{Dampf}} \quad (4.3)$$

Als Gamma-Strahlenquelle wird ein Cäsium-Präparat mit einer Aktivität von 18.5 GBq verwendet. Seine Halbwertszeit liegt bei 30 Jahren und der Energiegehalt der γ -Strahlung beträgt 0.662 MeV. Die Strahlenquelle ist in einem Strahlenschutzbehälter, siehe Abbildung 4.5, aus Blei und Stahl mit der Bezeichnung QG100 eingeschlossen, der die notwendige Abschirmung sicherstellt. Ein enger Strahlenkanal durch die Bleiabschirmung bis zum geschlossenen Stahlflansch ergibt einen dünnen γ -Strahl, der durch einen zusätzlich im Strahlengang angebrachten Messing-Kollimator fokussiert wird. Durch den am Strahlenschutzbehälter angebrachten Pneumatikzylinder kann das Austreten des γ -Strahls durch Öffnen eines Deckels ferngesteuert erfolgen. Ein Ausfall der Pneumatik führt immer zu einem Schliessen des Deckels und somit zu einem sicheren Einschluss des Strahlers.

Aufgrund dieser Messtechnik ist das SUCOT-Labor ein Kontrollbereich mit entsprechender Zugangsbeschränkung.

Nach dem Durchqueren der Messstrecke erreicht der Gamma-Strahl den Stab-Szintillationsdetektor (Abbildung 4.6), der aufgrund seiner hohen Ansprechempfindlichkeit eine hohe Messgenauigkeit liefert. Das Funktionsprinzip dieses Typs von Detektor beruht auf der Erzeugung von Lichtquanten beim Abbremsen der γ -Quanten im Szintillationsmaterial. An der Stirnseite des Szintillators befindet sich ein Photomultiplier. Die Photokathode erzeugt beim Auftreffen von Lichtquanten Elektronen, die durch Vervielfachung einen Spannungsimpuls ergeben. In der Signalverarbeitungseinheit werden alle Spannungsimpulse, die über einem vorgegebenen Schwellwert liegen, während einer festgelegten Zeit erfasst.

Um diese Messtechnik an verschiedenen Stellen der Testanlage SUCOT einsetzen zu können, wurde ein fahrbarer Rahmen aus Boschprofilen gebaut, der es erlaubt, die Sende- und Empfangseinheit präzise horizontal und vertikal zu verschieben. Die horizontale Traversierung (x-Richtung) erfolgt manuell durch Abrollen des jeweiligen Fahrradrahmens auf Spurprofilen, sowie durch einen ISEL-Schrittmotor auf der Detektorseite. Die Traversierung in verschiedene Höhenpositionen (y-Richtung) wird durch die vertikal am Fahrradrahmen montierten Schrittmotoren realisiert. Durch die über große Umlenkrollen geführten Gegengewichte wird trotz der 90 kg des Strahlenschutzbehälters eine leichte Verfahrbarkeit und somit eine Einhaltung der geforderten Genauigkeit sichergestellt. Laseroptische Sende- und Empfangseinheiten kontrollieren die exakte Ausrichtung von Strahlenquelle und Detektor. Erst wenn die Positionen genau übereinstimmen, erfolgt über ein Relais die Freigabe der Ansteuerungsmöglichkeit des Pneumatikzylinders am Strahlenschutzbehälter. Über einen Schlüsselschalter wird schließlich die Druckluft zum Pneumatikzylinder zugeschaltet und damit das Austreten des Gamma-Strahls freigegeben.

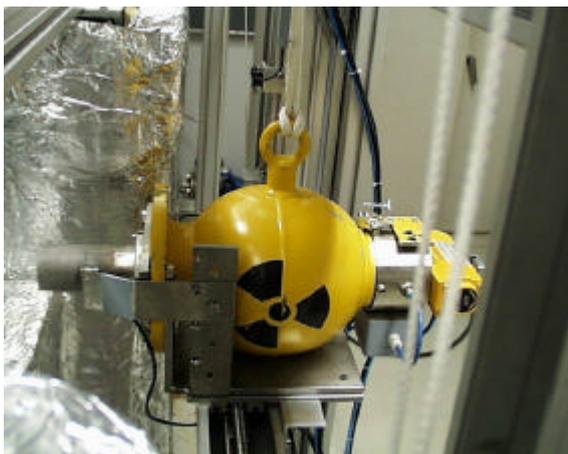


Abbildung 4.5: Foto des Strahlenschutzbehälters QG100.



Abbildung 4.6: Foto des Szintillationsdetektors.

4.4 Faseroptische Void-Sonden

Die in Kapitel 4.4 dargestellte Gamma-Densitometrie liefert einen integralen Voidanteil entlang der Wegstrecke des Gamma-Strahls und für die Messdauer an der jeweiligen Position. Um detaillierte Informationen über das zeitliche Verhalten der Zweiphasenströmung in der Testanlage zu erhalten, wird ein alternatives Messverfahren, die faseroptische Sonde, eingesetzt. Für die Bestimmung des lokalen Voids, der Durchmesser- und der Geschwindigkeitsverteilung der Blasen, sowie der Grenzflächenkonzentration können faseroptische Doppelsonden verwendet werden. Das Funktionsprinzip einer faseroptischen Sonde beruht auf der Änderung des Brechungsindex aufgrund des großen Dichteunterschiedes zwischen Wasser und

Wasserdampf. Das von einer Fotodiode in die optische Faser gespeiste Licht erfährt an dem exakt auf 45° angeschliffenen Faserende, der Sondenspitze, eine Totalreflexion, sofern eine Blase mit Luft oder Wasserdampf die Sondenspitze umgibt. Ist Wasser das die Sondenspitze umgebende Medium, so tritt das Licht aus der Sonde aus. Das im Falle einer Blase reflektierte Licht wird in der gleichen Faser zurück zum Messumformer geleitet, wo ein der Lichtintensität entsprechendes elektrisches Signal erzeugt wird. Das zum Beispiel für eine Blasenströmung

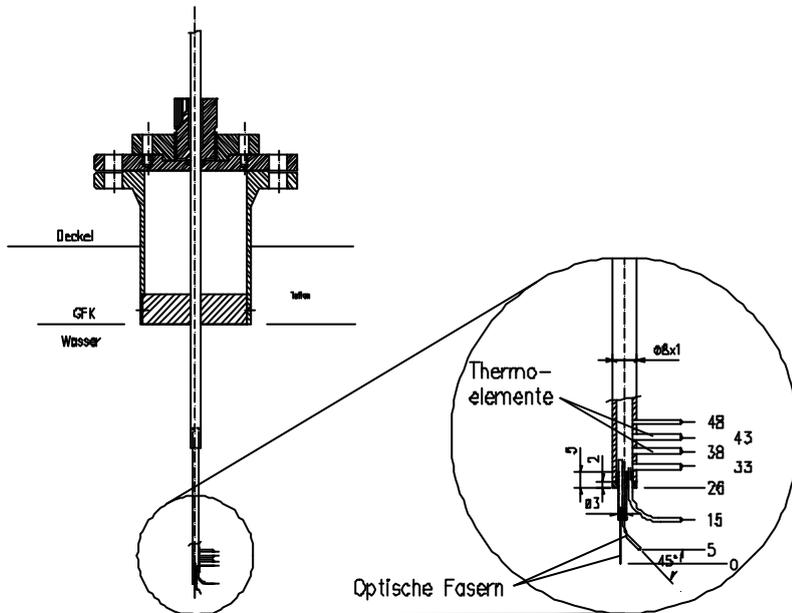


Abbildung 4.7: Optische Sonde Typ1 für den horizontalen Bereich in SUCOT.

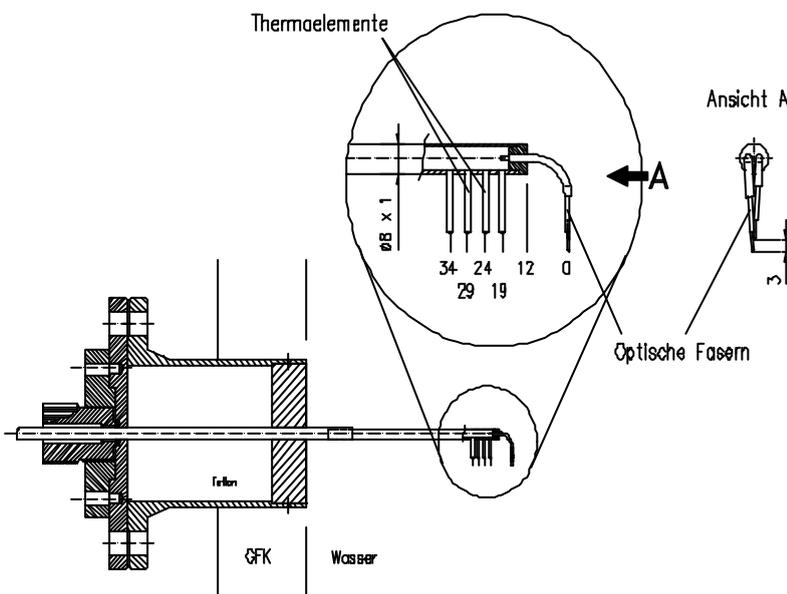


Abbildung 4.8: Optische Sonde Typ2 für den vertikalen Bereich in SUCOT.

entstehende Messsignal über der Zeit besteht somit im Idealfall aus nur zwei Spannungsmesswerten: einem Minimalwert für Wasser und einem Maximalwert für Luft oder Wasserdampf. Für typische Abtastraten von 10 kHz können transiente Vorgänge wie zum Beispiel das Einsetzen von Geysiring genau erfasst werden. Da in der Praxis

die Messsignale nicht die oben genannte Idealform besitzen, muss mit einem geeigneten Auswerteverfahren gearbeitet werden, um die gewünschten Größen zu berechnen. Es werden Schwellwerte für den Zustand von Gas oder Flüssigkeit an der Sondenspitze definiert, um das sowohl mit An- und Abstiegsflanken als auch mit Überschwingungen behaftete Signal in die theoretische Rechteckform zu transformieren.

Die in der Testanlage SUCOT eingesetzten kombinierten Thermoelement- und faseroptischen Sonden haben die in den Abbildungen 4.7 (Einbau im horizontalen Bereich) und 4.8 (Einbau im vertikalen Bereich) dargestellten Bauformen. Die Einbaupositionen sind in Abbildung 4.1 gegeben.

Die Verschiebbarkeit der optischen Sonden über den Querschnitt der Testanlage wurde auf die gleiche Art wie bei den Thermoelementrechen realisiert, so dass eine Messung des Void an verschiedenen Positionen möglich ist.

4.5 Laser-Doppler Anemometer

Zur qualitativen Bestimmung lokaler Geschwindigkeiten wird die Laser-Doppler-Anemometrie (LDA) eingesetzt. Es kommt ein Einkomponenten Laser-Doppler-Anemometer (FoLDA-System der Fa. Dantec) zum Einsatz. Zum Betrieb des LDA wird ein Interface Modul der Fa. Dostek-Kitchener/Zech-Electronics verwendet, das mit der LDASYS-Software von Suckow (1993) angesteuert wird und die mittlere Geschwindigkeit und die Standardabweichung über einen vorgegebenen Mittelungszeitraum ermittelt. Weitere technische Details sind in Suckow (1993) gegeben.

Die verwendete Anordnung arbeitet im Rückstreubetrieb, das heißt die Empfangsoptik und die Sendeoptik sind in einer Sonde vereint. Das hat Vorteile beim Verfahren der Sonde; es hat den Nachteil, dass das reflektierte Licht etwa um den Faktor 100 schwächer ist als bei einer Anordnung, die in Vorwärtsstreuung arbeitet. Bei SUCOT kann die Sonde zusammen mit dem Szintillationsdetektor des Gamma-Densitometers verfahren werden.

4.6 Sicherheitsinstrumentierung

Die Sicherheitsinstrumentierung überwacht die wichtigsten Bauelemente der Testanlage SUCOT (wie Heizelemente, Pumpen, Gamma-Strahler), wesentliche Zustandsgrößen der Testanlage (wie Druck, Wasserspiegel im Kondensator, Dichtheit der Anlage) und Infrastruktureinrichtungen (wie Verfügbarkeit der Druckluftversorgung und des Kühlturms). Weichen die Ist-Zustände der Sicherheitsinstrumentierung von den Soll-Zuständen ab und wird ein zulässiger Grenzwert überschritten, so treten die in

Tabelle 4.1 angegebenen Maßnahmen in Kraft. Im Notfall kann dies zur Abschaltung der Testanlage SUCOT führen.

Tabelle 4.1: Ereignis-Maßnahmen Liste.

Ereignisse	Maßnahmen							
	Stromversorgung AUS	Anzeige eines Warnhinweises	Gasausgleichsventil öffnen	Regel-Ventil 1 öffnen	Schnellablass über Zusatzpumpe	Heizgerät 1 AUS	Öffnen der 2ten Kondensatleitung	Magnetventil schließen, g-Strahler AUS
Temperatur in den Heizeinheiten zu hoch.	X	X		X		X		
Druck im Dampfraum zu hoch.	X	X	X			X		
Leck in der Anlage. ☒ Notabschaltung.	X	X	X	X	X	X		X
Wasserspiegel im Kondensator zu hoch.		X					X	
Ausfall von Pumpe1. ☒ F1 = 0.0 m³/h	X	X		X		X		
Ausfall von Pumpe2. ☒ F2 = 0.0 m³/h						X		
Ausfall von Kühlturm.		X						
Ausfall der Druckluftversorgung. ☒ Automatisches Schliessen aller Regelventile.	X	X				X		X
Ausrichtungsdefekt bei Messung mit g-Strahler		X						X

5. Messdatenerfassung und Datenverarbeitung

Grundsätzlich ist die gesamte Messdatenerfassung in vier Bereiche gegliedert:

- 1.) Siemens-Regelung,
- 2.) Betriebsüberwachung Yokogawa-Drucker,
- 3.) Ein Mess-PC mit DIADEM-Software und hoher Scanrate, National Instruments (2001),
- 4.) Zwei Mess-PCs mit MEMESS-Software und niedriger Scanrate Lefhalm et al. (1998).

Zu 1.) Die Siemensregelung S5 erfasst über das SPS-Programm SUCOT, wie in Kapitel 4 beschrieben, alle Kreislaufdaten, die zum Fahren der Testanlage SUCOT erforderlich sind. Außerdem werden sämtliche sicherheitsrelevanten Messgrößen, wie zum Beispiel die innere Heizertemperatur und der Überdruck der Anlage gegenüber der Umgebung erfasst, um gegebenenfalls eine Notabschaltung auszuführen, siehe Kapitel 4.5.

Zu 2.) Die wichtigsten Messdaten, wie zugeführte elektrische Leistung, Druck und ausgewählte Temperaturen, sind zusätzlich zur PC-Messdatenerfassung als Betriebsüberwachung und zum Protokollieren der gefahrenen Versuche auf einem Yokogawa HR2300-Drucker mit 30 Eingangskanälen und 30 mathematischen Kanälen aufgeschaltet. Auch zur Kontrolle des augenblicklichen transienten Zustands der Testanlage oder zur Abschätzung des Erreichens eines stationären Zustands zeigt sich diese Art von Aufzeichnung im Betrieb als hilfreich.

Zu 3.) Zur Erfassung der schnellen, lokalen Zweiphasenvorgänge werden, wie in Kapitel 5.4 beschrieben, faseroptische Sonden verwendet, die eine hohe Abtastrate erfordern. Erreicht wird diese hohe Abtastrate durch eine PCI-Messkarte der Firma Data Translation vom Typ DT304 mit 16 Eingangskanälen. Theoretisch kann die Abtastrate für einen einzelnen Kanal bis zu 400 kHz bei 12 bit Signalaufösung betragen. In der Praxis wird eine Abtastrate von 10 kHz pro Kanal verwendet, so dass die anfallenden Datenmengen bei bis zu 6 Kanälen (3 Doppelsonden) noch handhabbar sind. Angesteuert wird die DT304-Karte von der DIADEM Software der Fa. GFS, Aachen, jetzt National Instruments Inc.. Neben der Erfassung und Aufzeichnung der Messdaten stellt DIADEM auch umfangreiche Auswertewerkzeuge zur Verfügung.

Zu 4.) Die für die Auswertung wichtigsten Messdatenlogger sind die beiden IBM-kompatiblen PCs, auf denen das Programm MEMESS V5 läuft. Dieses MS-DOS-basierte Programm ist ein modular erweiterbares Messwererfassungs- und Steuerungssystem, das zur Automatisierung von Messabläufen und zur vollautomatischen Messdatenaufzeichnung an Versuchsanlagen eingesetzt wird. Eine schematische Darstellung von MEMESS ist in Abbildung 5.1 gegeben. Es

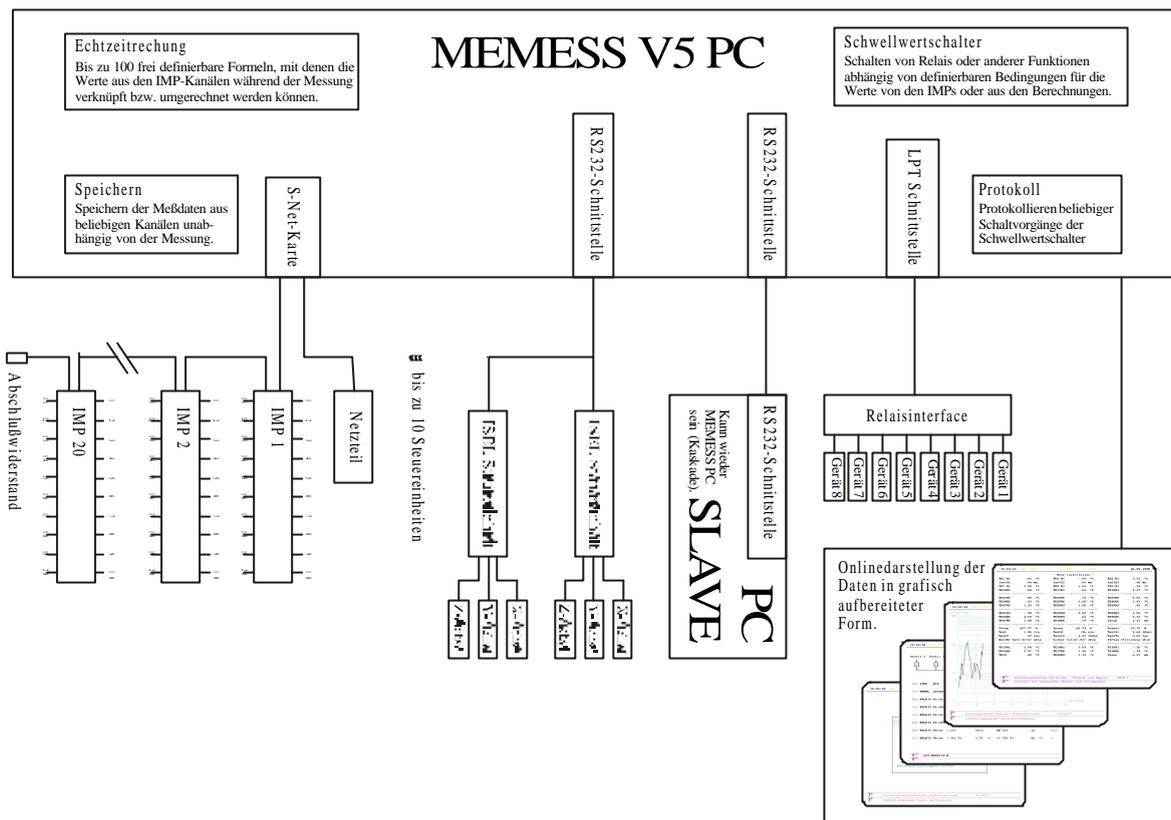


Abbildung 5.1: Schematische Darstellung des modular erweiterbaren Messwert erfassungs- und Steuerungssystems MEMESS mit Komponenten.

arbeitet mit Isolated Measurement Pods (IMPs) der Fa. Schlumberger/Solartron, deren jeweils 20 Kanäle über eine im PC eingebaute S-Net-Karte abgefragt werden können. Durch Zusammenschließen von maximal 20 IMPs können pro PC bis zu 400 Messkanäle mit einer Summenabtastrate von unter 1 Hz erfasst werden.

Wie aus Abbildung 5.1 hervor geht, bietet MEMESS V5 neben der Erfassung der Messkanäle auch die Möglichkeit der Ansteuerung von ISEL-Schrittmotoren und Schaltfunktionen beim Über- oder Unterschreiten von definierten Schwellwerten einzelner Messkanäle. Zur Synchronisierung von Messvorgängen, die parallel mit anderen Messwert erfassungsprogrammen auf einem anderen PC ablaufenden, kann eine Steuerung des "SLAVE-PC" durch MEMESS über die Verbindung der RS232-Schnittstelle realisiert werden. Diese SLAVE-PC Technik wurde zum Beispiel eingesetzt, um die LDASYS-Software zur Ansteuerung des Laser-Doppler Anemometers fernzusteuern, siehe Kapitel 4.5.

An der SUCOT-Anlage werden zwei PCs mit unterschiedlichen Konfigurationen von MEMESS betrieben. Am sogenannten Kreislauf-PC KPC werden alle Kreislaufdaten zusammengeführt. MEMESS erlaubt die Darstellung von Flussbildern, das heisst, am KPC können verschiedene im DXF-Format erstellte Kreislaufschema als Hintergrundbild angezeigt werden. Menügeführt können die gewünschten

Kanalnummern und ihre Positionen festgelegt werden, um aktuelle Mess- oder Rechenwerte in dem Schema darzustellen.

Ebenfalls am KPC angeschlossen ist der Messwertausgang des Gamma-Densitometers sowie dessen 4-achsige Schrittmotorsteuerung.

Zur Überwachung des Zustands der Zugangstüren (geöffnet / geschlossen) zum Kontrollbereich des SUCOT-Labors wurde am KPC eine Schwellwertkontrolle des Stromkreises der Endschalter an den Zugangstüren implementiert. Wird bei laufender Messung des Gamma-Densitometers eine der Zugangstüren geöffnet, so werden der Deckel am Strahlenschutzbehälter sofort geschlossen, das MEMESS-Automatikmessmodul in den Pause-Modus versetzt und eine Alarmmeldung am Monitor ausgegeben.

Am sogenannten Messdaten-PC MPC sind die Thermoelementrechen und die Drucktransmitter angeschlossen mit insgesamt 150 Kanälen. Die Schrittmotorsteuerung der Thermoelementrechen ist in der MEMESS-Konfiguration des MPC implementiert. Die Summenabtastrate wurde bei beiden PCs auf 1 Hz festgelegt. Bei den insgesamt aufgezeichneten 250 Kanälen pro Sekunde wird eine Datenmenge von etwa 11 MB pro Stunde erzeugt.

Zur weiteren Verarbeitung der Messdaten wurde für MS-Excel ein Visual Basic-Makro-Programm entwickelt (siehe Abbildung 5.2), das es erlaubt die Messdaten menügesteuert umzuwandeln (Kalibrierung und Normierung) und danach grafisch darzustellen.

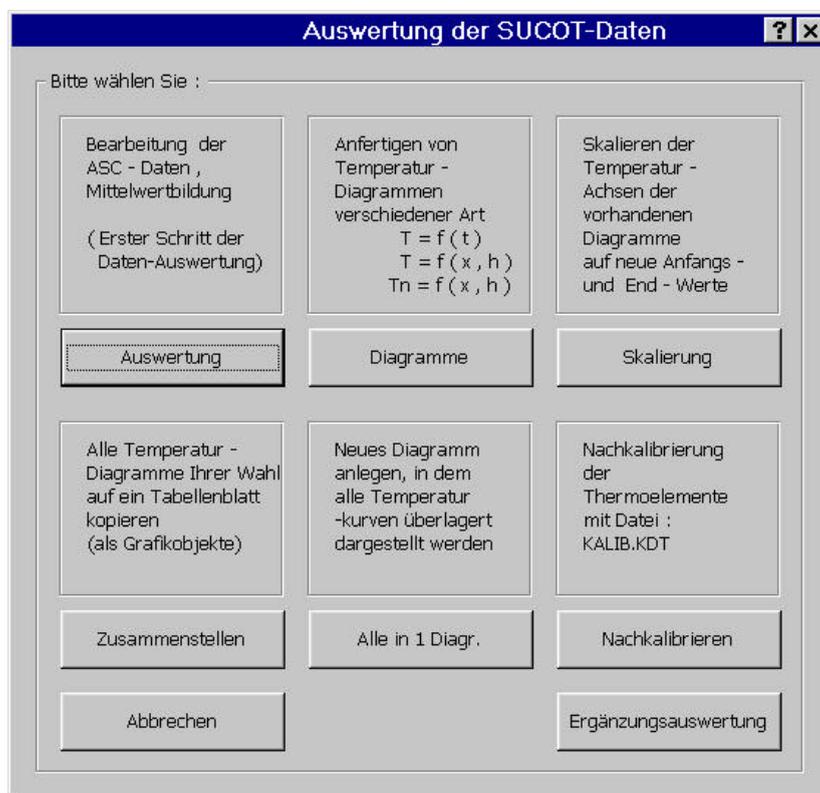


Abbildung 5.2: Startmenü des Excel-Makros.

6. Zusammenfassung und Ausblick

Dieser Bericht beschreibt die Testanlage SUCOT, in der im Rahmen der Entwicklung eines aktiv/passiven Sumpfkühlkonzepts (SUCO-Programm) zur Beherrschung der Nachwärmeabfuhr nach einem potentiellen Kernschmelzunfall in einem innovativen Leichtwasserreaktor folgende experimentellen Untersuchungen durchgeführt wurden:

- Zweiphasige Naturkonvektionsströmung im Modell eines Reaktorsumpfs,
- Unterkühltes Strömungssieden,
- Strömungsinstabilitäten wie Geysering.

Die Arbeiten waren in das POOLTHY Projekt des Euratom Fourth Framework Programme zu evolutionären Reaktorsicherheitskonzepten eingebunden.

Der Bericht gibt eine technische Beschreibung der Testanlage SUCOT, der wesentlichen Komponenten und der drei Kreislaufsysteme. Die eingesetzte Messtechnik ist:

- Thermoelementrechen,
- Differenzdruckaufnehmer,
- Gamma-Densitometer,
- Faseroptische Void-Sonden,
- Laser-Doppler Anemometer.

Die Betriebsmannschaft der Testanlage SUCOT sowie die gesamte Messtechnik und die technische Infrastruktur wurden nach Abschluss der Arbeiten an SUCOT vollständig dem neuen Vorhaben „Beschleuniger getriebene Systeme (ADS)“ im Bereich „Partitioning & Transmutation“ zugeordnet, Mühl (2000) und European Commission (2001a). Das Ziel dieses neuen Vorhabens ist die Untersuchung und Bewertung eines ADS Systems hinsichtlich des Potentials, Minore Aktiniden und Langlebige Spaltprodukte zu transmutieren, die Radiotoxizität und das Volumen des endzulagernden radioaktiven Abfalls zu reduzieren und somit den Brennstoffkreislauf zu schließen.

Die Messtechnik und die damit erworbene Erfahrung wurden teilweise direkt an der Wasser-Testanlage HYTAS und im Flüssigmetalllabor KALLA (KALLA (2001), Knebel (2001)) weiterverwendet. Eine Weiterverwendung der Gamma-Densitometrie ist für die Untersuchung einer dispersen Zweiphasenströmung des Systems Gasblasen in flüssigem Blei-Wismut denkbar, sobald detailliertere Untersuchungen zur Kühlung des Primärsystems der Energy Amplifier Demonstration Facility von ANSALDO, Ansaldo Nucleare (2001), notwendig werden, die im Rahmen des Euratom Fifth Framework Programme (European Commission (2001b)), wie zum Beispiel des PDS-XADS Projekts, durchgeführt werden könnten.

7. Literatur

Ansaldo Nucleare, XADS Pb-Bi Cooled Experimental Accelerator Driven System Reference Configuration Summary Report, ADS1-SIFX 0500 Rev.0, (2001)

Azarian, G., Bittermann, D., Eyink, J., The EPR Overall Approach to Severe Accident Mitigation, Proc. KTG/SFEN Conference The European Pressurized Water Reactor EPR, Köln, Oct. 19-21, pp.193-197, 1997

European Commission, Partitioning and Transmutation: Towards an easing of the nuclear waste management problem, EURATOM Report EUR 19785, 2001a

European Commission, European Research Area and Proposed Direction of EURATOM Research in Framework Programme (2002-2006), http://europa.eu.int/comm/research/index_en.html, 2001b

Ishii, M., Thermo-Fluid Dynamic Theory of Two-Phase Flow, Eyrolles, Paris, 1975

Ishii, M., One-Dimensional Drift-Flux Model and Constructive Equations for Relative Motion Between Phases in Various Two-Phase Flow Regimes, Argonne Report ANL-77-47, 1977

Ishii, M., Foundation of Various Two-Phase Flow Models and Their Limitations, NRC-EPRI Joint Conference on Simulation Methods for Nuclear Power Systems, EPRI WS-81-212, pp. 3-47, 1981

Ishii, M., Jones, O.C. Jr., Derivation and Application of Scaling Criteria for Two-Phase Flows, Two-Phase Flows and Heat Transfer, Proc. NATO Advanced Study Institute, Istanbul, Turkey, Vol. 1, pp. 163-185, 1976

Ishii, M., Kataoka, I., Scaling Laws for Thermal-Hydraulic Systems Under Single Phase and Two-Phase Natural Circulation, Nucl. Engng. and Design 81, pp. 441-425, 1984

Ishii, M. Zuber, N., Thermally Induced Flow Instabilities in Two-Phase Mixtures, 4th Int. Heat Transfer Conf., Paris, paper B5.11, 1970

Ishii, M. Zuber, N., Drag Coefficient and Relative Velocity in Bubbly, Droplet or Particulate Flows, AIChE, 25, pp. 843-853, 1979

Janssens-Maenhout, G., Beiträge zur Modellierung und numerischen Simulation von Zweiphasenströmungen mit Wärmeübertragung, Dissertation Universität Karlsruhe und Wissenschaftliche Berichte FZKA 6228, Forschungszentrum Karlsruhe, 1999

Janssens-Maenhout, G., Daubner, M., Knebel, J.U., Mixed Convection in a Two-Phase Flow Cooling Loop, Wissenschaftliche Berichte FZKA 6672, Forschungszentrum Karlsruhe, in Vorbereitung

KALLA, <http://www.kalla.fzk.de>, 2001

Knebel, J.U., The KARlsruhe Lead LABoratory KALLA: A Technical Description, Wissenschaftliche Berichte FZKA 6659, Forschungszentrum Karlsruhe, in Vorbereitung

Knebel, J.U., Daubner, M., Experimentelle und numerische Untersuchungen zu einem aktiv/passiven Sumpfkühlkonzept innovativer Leichtwasserreaktoren, Wissenschaftliche Berichte FZKA 6686, Forschungszentrum Karlsruhe, in Vorbereitung

Knebel, J. U., Investigation on Sump Cooling After Core Melt Down, Proc. 7th Int. Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics NURETH-7, Saratoga Springs NY, USA, September 6-11, NUREG/CP-0142 Vol. 2, pp.1407-1417, 1995

Lefhalm, C.-H., Daubner, M., Knebel, J.U., MEMESS V5 - Das Modular Erweiterbare Messwerte Erfassungs- und Steuerungs-System, Wissenschaftliche Berichte FZKA 6122, Forschungszentrum Karlsruhe, 1998

Mühl B. (Hrsg.), Projekt Nukleare Sicherheitsforschung Jahresbericht 1997, Wissenschaftliche Berichte FZKA 6126, Forschungszentrum Karlsruhe, 1998

Mühl B. (Hrsg.), Projekt Nukleare Sicherheitsforschung Jahresbericht 1998, Wissenschaftliche Berichte FZKA 6300, Forschungszentrum Karlsruhe, 1999

Mühl B. (Hrsg.), Programm Nukleare Sicherheitsforschung Jahresbericht 1999, Wissenschaftliche Berichte FZKA 6653, Forschungszentrum Karlsruhe, 2000

National Instruments Inc., <http://www.diadem.de>, 2001

Rosemount Inc., <http://www.rosemount.com>, 2001

Suckow, D., Experimentelle Untersuchung turbulenter Mischkonvektion im Nachlauf einer beheizten Kugel, Dissertation Universität Karlsruhe und Bericht KfK 5174, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1993

Tenchine, D., Knebel, J.U., Jackson, D., Naviglio, A., "Thermalhydraulics of Large Pools with Immersed Heat Exchangers and Natural Convection Heat Transfer (POOLTHY)", EU Co-Sponsored Research on Evolutionary Reactor Safety Concepts, Final Summary Reports INNO Cluster Projects, edited by J.M. Bermejo, G. Van Goethem, European Commission Report EUR 19788 EN, pp. 79-107, 2001

Weisshäupl, H. A., Bittermann, D., Large Spreading of Core Melt for Melt Retention/Stabilization, Proc. 5th Int. Seminar on Containment of Nuclear Reactors, August 23-24, Karlsruhe, FR Germany, pp. 347-355, 1993.

A. Anhang

A.1 Wasserentgasungsbehälter

Die Testanlage SUCOT wird mit vollentsalztem und entgastem Wasser betrieben, um sowohl eine Algenbildung als auch ein Ausgasen der im Wasser gelösten Gase (Luft) bei höheren Temperaturen zu vermeiden. Zur Entgasung des Wasser für SUCOT wurde ein Heizbehälter mit einem Volumen von 1 m³ oberhalb der Testanlage installiert. Das Wasser im Behälter kann auf 90°C erhitzt werden, wobei es praktisch vollständig entgast wird. Mit zwei Füllungen kann die Testanlage SUCOT, die ein Füllvolumen von etwa 1540 l hat, mit gasfreiem Wasser gefüllt werden.

A.2 Kalibrierteststrecke für Flügelrad-Durchflussmesser

Zur Kalibrierung der Flügelraddurchflussmesser, die zur Messung der Kondensatmenge V_{F6} eingesetzt werden, wurde eine separate Kalibrier-Teststrecke aufgebaut. Mit einer Pumpe wird aus einem Behälter entgastes Wasser gesaugt und durch die Flügelraddurchflussmesser gefördert. Die Messsignale der Flügelraddurchflussmesser werden über 120 s integriert und die jeweilige Wassermenge, die in diesem Zeitraum die Durchflussmesser passierte, aufgefangen und präzise gewogen. Die Abbildungen A.1 und A.2 zeigen die Ergebnisse dieser Kalibrierungstests.

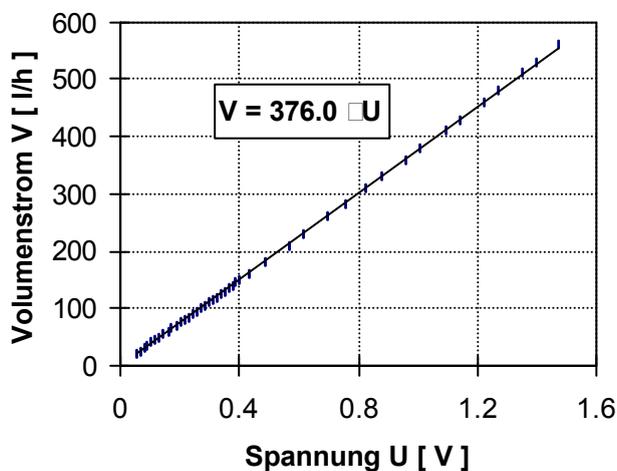


Abbildung A.1: Kalibrierkurve des Flügelraddurchflussmessers Nr.1.

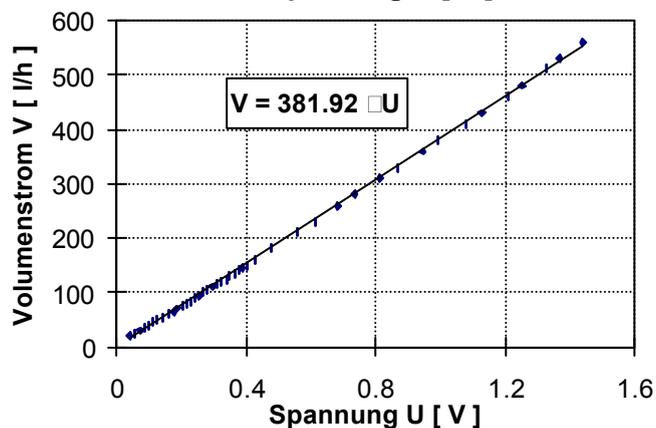


Abbildung A.2: Kalibrierkurve des Flügelraddurchflussmessers Nr.2.

A.3 Test- und Kalibriervorrichtung für die Heizelemente

Bevor die Heizelemente in die Testanlage SUCOT eingebaut wurden, wurde jedes einzelne Heizelement zur Überprüfung seiner Funktionsfähigkeit in einem speziellen Behälter, der mit einem seitlichen Beobachtungs-Schauglas ausgerüstet ist und dessen Inhalt über einen elektrischen Rührmechanismus permanent durchmischt wird, über mehrere Tage hinweg bei voller elektrischer Leistung getestet. Die Heizelemente waren mit mehreren Thermoelementen bestückt, so dass während dieser Tests Aussagen über das Temperaturverhalten in den Heizelementen und an deren Oberflächen gemacht werden konnten. Visuell wurde kontrolliert, ob sich an der Kupferoberfläche ein gleichmäßiges Siedeverhalten ausbildete. Ebenfalls visuell wurde kontrolliert, dass an den isolierten Seitenflächen und der isolierten Unterseite der Heizelemente kein Sieden stattfindet. Für alle getesteten Heizelemente war die Funktionsweise im Langzeittest einwandfrei.

Um über die Temperaturen an der Oberfläche der hochbelasteten Heizpatronen im Inneren der Einheiten eine Aussage machen zu können, wurde Heizelement Nr. 1 stellvertretend für die übrigen sechs Heizelemente mit Thermoelementen an der Oberfläche der Heizpatronen und mit Thermoelementen in den von außen leicht zugänglichen, isolierten Ringspalten der Patronenzuführungen ausgestattet.

Zusätzlich zu der Messung der Heizleistung über die an den Klemmen der Stromversorgung abgegriffene elektrische Leistung wurde der Wärmestrom durch die Kupferplatte gemessen. Dazu wurde das Heizelement Nr. 1 zusätzliche mit zwei 0.5 mm dicken Thermoelementen instrumentiert, die parallel zur beheizten Oberfläche und senkrecht zum aufgeprägten Wärmestrom in zwei seitlich angebrachte Bohrungen (Tiefe 26 mm, Durchmesser 0.6 mm, Abstand der Messstellen A und B in Richtung des Wärmestroms 20 mm) eingeführt waren. Da der Temperaturunterschied der beiden Messstellen bei konstantem Abstand und konstanter Wärmeleitfähigkeit proportional zum Wärmestrom zwischen den Messstellen A nach B ist, kann durch

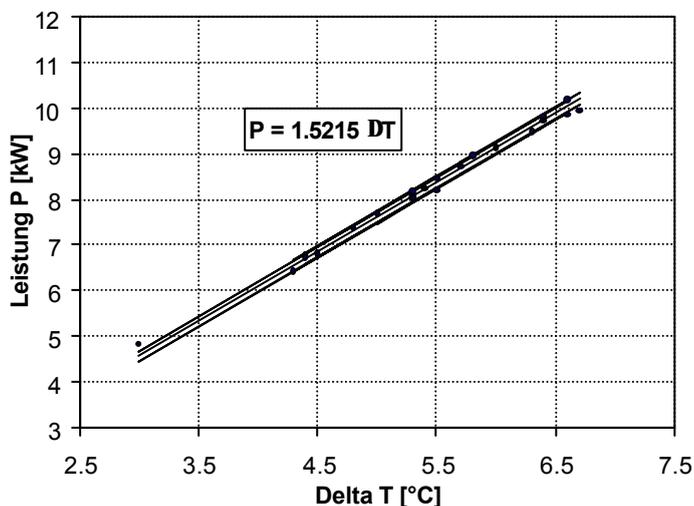


Abbildung A.3: Kalibrierung der Heizelemente: Leistung gegen Temperaturdifferenz.

eine Kalibrierung, siehe Abbildung A.3, die genaue Wärmeleitfähigkeit bestimmt und somit die entsprechende Temperaturdifferenz direkt in die Wärmeleistung, die in die Kupferplatte eingebracht wird, umgerechnet werden. Hier gilt: $Q [W] = 1.5215 \cdot \Delta T [K]$.

A.4 Wärmeverluste der Testanlage

Um für die Testanlage SUCOT eine Wärmebilanzrechnung durchzuführen ist es wichtig, die einzelnen Wärmeverluste zu quantifizieren. Aus den in Kapitel 3.1 angegebenen Konstruktionszeichnungen wird die geometrische Komplexität der Testanlage SUCOT deutlich. Eine Abschätzung der Wärmeverluste über die komplexe Oberfläche der Grundkonstruktion wäre sehr ungenau und für eine Wärmebilanzrechnung unzureichend. Aus diesem Grund wird der Wärmeverlust der komplexen Oberfläche der Grundkonstruktion über die berechneten Wärmeverluste der isolierten Rohrleitungen bestimmt, welche von einem empirisch ermittelten Wärmeverlust der gesamten Testanlage abgezogen werden.

Der Wärmestrom durch eine Wand kann geschrieben werden als

$$\frac{dQ_{\text{wand}}}{dt} = k_{\text{wand}} \cdot A_{\text{wand}} \cdot (T_{\text{innen}} - T_{\text{außen}}) \quad (\text{A.1})$$

Die Wärmedurchgangszahl k_{wand} wird als konstant angesetzt. Betrachtet man jetzt das zeitliche Abkühlen der Testanlage SUCOT aufgrund von Wärmeverlusten über die Isolierung an die Umgebung, so kann aus der gemessenen zeitlichen Abnahme der mittleren Temperatur der Testanlage

$$\frac{dQ_{\text{innen}}}{dt} = m_{\text{wasser}} \cdot c_p \cdot \frac{dT_{\text{innen}}}{dt} \quad (\text{A.2})$$

und Gleichung A.4 der $k \cdot A$ -Wert berechnet werden. Zur Bestimmung der Abkühlkurve der Testanlage SUCOT wurde der zeitliche Verlauf der mittleren Innen- und Außentemperatur der Testanlage bei abgeschalteter Pumpe und abgeschalteter Heizelemente beginnend bei einer mittleren Temperatur des Wassers T_0 in der Testanlage von 95°C aufgenommen.

In Abbildung A.1 ist das Abkühlverhalten der Testanlage SUCOT zusammen mit den berechneten $k \cdot A$ -Werten dargestellt. Wie man erkennen kann, stellt sich kein über die Zeit konstanter $k \cdot A$ -Wert ein. Dies liegt zum einen an den örtlichen Temperaturschwankungen und Messungenauigkeiten der Thermolemente und zum anderen an der Fehlerfortpflanzung bei der Berechnung des $k \cdot A$ -wertes.

Um den $k \cdot A$ -Wert genauer zu bestimmen, muss daher die mathematische Kurvenausgleichsfunktion, die die Abkühlkurve eindeutig beschreibt, gefunden

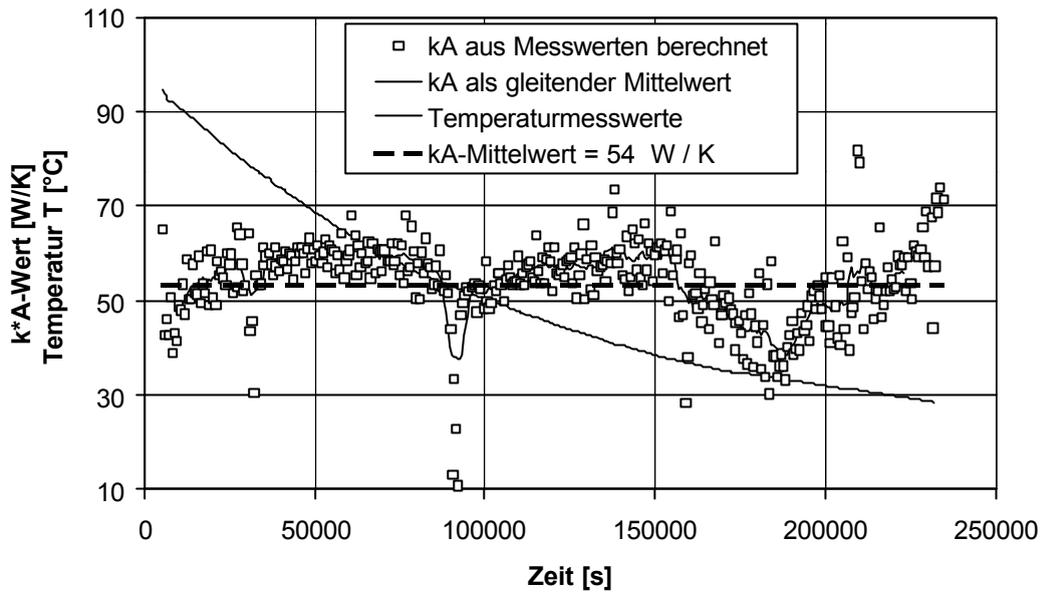


Abbildung A.4: Abkühlkurve mit Momentanwerten von $k \cdot A$ in [W/K].

werden. Durch Gleichsetzen und Umformen der Gleichungen A.1 und A.2 folgt:

$$\frac{dT_{\text{innen}}}{dt} = \frac{k_{\text{innen}} \cdot A_{\text{Wand}}}{m_{\text{wasser}} \cdot c_p} \cdot (T_{\text{innen}} - T_{\text{ausser}}) \quad (\text{A.3})$$

Diese lineare Differentialgleichung entspricht der allgemeinen Form

$$f'(t) + \mathbf{I} \cdot f(t) = b(t) \quad (\text{A.4})$$

mit der Lösung

$$f(t) = e^{-It} \left(c + \int_0^t b(t) \cdot e^{-It} dt \right) \quad (\text{A.5})$$

Damit folgt das zeitliche Abklingen der mittleren Wassertemperatur der Testanlage SUCOT zu:

$$T_{\text{innen}}(t) = (T_0 - T_{\text{ausser}}) \cdot e^{-It} + T_{\text{ausser}} \quad (\text{A.6})$$

mit

$$\mathbf{I} = \frac{k_{\text{innen}} \cdot A_{\text{Wand}}}{m_{\text{wasser}} \cdot c_p} \quad (\text{A.7})$$

Durch Einsetzen der Starttemperatur T_0 und der über den Abkühlvorgang gemittelten Umgebungstemperatur T_a kann die genäherte Ausgleichsfunktion des zeitlichen Temperaturverhaltens und somit λ gefunden werden. Daraus ergibt sich mit Gleichung A.7 ein $k \cdot A$ -Wert von etwa 53 W/K.

In Zahlen ausgedrückt bedeutet das einen Gesamtwärmeverlust von etwa 3.7 kW bei einem Temperaturgefälle von 70 K zwischen der Innentemperatur von SUCOT und der Umgebung. Bei einer eingespeisten Wärmeleistung von 70 kW bedeutet das etwa 5% Wärmeverluste an die Umgebung.