



Gesellschaft für Anlagen-  
und Reaktorsicherheit  
(GRS) mbH

Simulation der Phänomene  
bei rissartigen Lecks und  
Brüchen in Rohrleitungen  
unter Berücksichtigung  
der Fluid-Struktur-Kopplung

**Abschlussbericht**

Vorhaben RS1194



## **Abschlussbericht / Final Report**

Reaktorsicherheitsforschung-Vorhabens  
Nr./  
Reactor Safety Research-Project No.:  
**RS1194**

Vorhabensitel / Project Title:  
**Simulation der Phänomene bei  
rissartigen Lecks und Brüchen  
in Rohrleitungen unter  
Berücksichtigung der Fluid-  
Struktur-Kopplung**

**Simulation of phenomena at  
crack-like leaks and breaks in  
piping with consideration of  
fluid-structure interaction**

Autoren / Authors:  
**J. Sievers  
H. Grebner  
L. Bahr  
K. Heckmann  
J. Arndt  
G. Pallas-Moner**

Berichtszeitraum / Publication Date:  
**November 2013**

Anmerkung:  
Das diesem Bericht zugrunde lie-  
gende FE-Vorhaben wurde im Auf-  
trag des Bundesministeriums für  
Wirtschaft und Technologie (BMWi)  
unter dem Kennzeichen RS1194  
durchgeführt. Die Verantwortung für  
den Inhalt dieser Veröffentlichung  
liegt beim Auftragnehmer.

Der Bericht gibt die Auffassung und  
Meinung des Auftragnehmers wie-  
der und muss nicht mit der Meinung  
des Auftraggebers übereinstimmen



## **Kurzfassung**

Die Ermittlung von Ausströmraten durch rissartige Lecks in druckführenden Komponenten spielt bei Nachweisen zum Bruchausschluss, speziell dem Leck-vor-Bruch Nachweisschritt eine wesentliche Rolle. Im Rahmen des Vorhabens RS1194 wurden verschiedene Berechnungsmethoden zur Simulation der strukturmechanischen und thermohydraulischen Phänomene bei der Ausströmung aus rissartigen Lecks im Kühlkreislauf untersucht und an ausgewählten Leckratenversuchen validiert. Neben Großprogrammen wie ATHLET, CFX und ADINA wurden insbesondere zur Leckratenberechnung auch eine Reihe vereinfachter Lösungsmethoden, die in dem GRS-Programm WinLeck enthalten sind, verwendet.

Für die Validierung der Analysemethoden wurden insbesondere Versuche am ehemaligen Kernforschungszentrum in Karlsruhe (KfK) und der früheren Kraftwerkunion (KWU) ausgewählt. Die Durchsicht verfügbarer Versuchsergebnisse bezüglich der Verfügbarkeit von Messwerten zu thermohydraulischen Parametern wie Ausströmraten, räumliche Verteilungen von Druck, Temperatur und Aggregatzustand des Mediums, der Geschwindigkeit des Mediums, der Leckaufweitung sowie der Verschiebungen und Dehnungen der Struktur ergab, dass die Versuche im Hinblick auf eine Quantifizierung thermohydraulischer und strukturmechanischer Phänomene sowie entsprechender Kopplungseffekte nicht ausreichend aussagefähig sind.

Da keine Versuche zur Verfügung standen, in denen entsprechende Messdaten zur Validierung einer 3D-Strömungssimulationemethode erzeugt wurden, wurden in diesem Zusammenhang relevante Versuche mit Ausströmung durch eine Venturidüse herangezogen. Dabei wurden sowohl Versuche mit einphasiger als auch mit zweiphasiger Ausströmung nachgerechnet. Die Nachrechnungen zur einphasigen Ausströmung ergaben eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen Ergebnissen der Berechnung und entsprechenden Messdaten. Bei der zweiphasigen Ausströmung konnte jedoch trotz Untersuchungen mit verschiedenen Modellvariationen noch keine befriedigende Übereinstimmung zwischen Rechnung und Versuch erzielt werden. Nach Ansicht der Autoren ist der in CFX vorhandene Modellansatz für die Simulation der schlagartigen Verdampfung einer überhitzten Flüssigkeit infolge einer Druckabsen-

kung (Flashing) unzureichend und daher kann mit dieser Analysemethodik derzeit die zweiphasige Ausströmung aus rissartigen Lecks noch nicht zufriedenstellend berechnet werden.

Thermohydraulische und strukturmechanische Analysen wurden für postulierte Leckpositionen in der Volumenausgleichsleitung (VAL) eines DWR vom Typ Konvoi durchgeführt. Die Lecks wurden in Form von Umfangsdurchrissen mit 180° Umfangserstreckung angenommen. Die Leckgrößen dieser Lecks wurden im Rahmen von FE-Berechnungen mit Analysemodellen einer Kühlkreislaufschleife vom DWR Typ Konvoi, in denen rissartige Lecks enthalten sind, berechnet. Mit diesen Leckgrößen wurden ATHLET-Berechnungen durchgeführt, wobei insbesondere auch der Einfluss der Berücksichtigung einer variablen Leckgröße untersucht wurde. Die Auswirkung der kleiner werdenden Leckgröße bei der hier untersuchten Leckstelle in VAL-Mitte insbesondere auf den Druckverlauf ist signifikant. Die Leckflächenreduktion infolge der Druck- und Temperaturabnahme beträgt in der hier untersuchten Transiente nach ca. 1 h Transientenzeit etwa 25 % und führt dadurch zu einer etwa 23 % kleineren Leckrate. Das Ergebnis zeigt, dass eine Berücksichtigung der Wechselwirkung zwischen thermohydraulischen und strukturmechanischen Einflüssen die Genauigkeit von Stör- und Unfallanalysen deutlich erhöhen würde.

Bei der Bestimmung der Leckraten als kritische Ausströmraten mit vereinfachten Verfahren nach Pana, Henry und dem CDR-Modell (critical discharge) ist zu beachten, dass die Ansätze teilweise sehr unterschiedlich sind. Die Unterschiede sind insbesondere auf Annahmen zur Behandlung von Einströmverlusten in den Risskanal und zum Widerstandsbeiwert infolge der Rissflächenrauigkeit zurückzuführen. Die Untersuchungen haben gezeigt, dass gute Übereinstimmung zwischen Pana und CDR erzielt wurde bei ausgeprägter Unterkühlung des Mediums vor dem Risskanal. Unsicherheiten verbleiben, insbesondere wenn Dampf bzw. Satttdampf in den Risskanal einströmt. Insgesamt wurden im Sinne der Zielsetzung des Vorhabens Fortschritte bei der Bestimmung von Leckraten sowohl mit vereinfachten Verfahren als auch im Rahmen der Anwendung von Codes wie ATHLET und ADINA erreicht. Die methodischen Fortschritte bei den vereinfachten Verfahren wurden im GRS-Programm WinLeck umgesetzt. Es bleiben jedoch offene Punkte, insbesondere zur detaillierten Simulation der Strömungsvorgänge in rissartigen Lecks in Verbindung mit entsprechend instrumentierten Leckratenversuchen.

## Abstract

The evaluation of fluid flow rates through crack-like leaks in pressurized components plays an important role for assessments on break preclusion, especially leak-before-break considerations. In the framework of project RS1194 various calculation methods for the simulation of structure mechanical and thermo-hydraulic phenomena due to flows through crack-like leaks in the coolant circuit were examined and validated on selected leak rate experiments. Besides large program systems as ATHLET, CFX and ADINA also several simplified evaluation methods included in the GRS program WinLeck were applied especially for the determination of leak rates.

For the validation of analysing methods, tests were selected previously conducted at the former Nuclear Research Centre (KfK) at Karlsruhe and the Power Plant Union (KWU). The review of experimental results already at disposal in regards to availability of measured values of thermo-hydraulic parameters like flow-through rates, spatial distributions of pressure, temperature and aggregate state of the medium, velocity of the medium as well as leak openings, displacements and structure strains indicated, that the experiments in terms of quantification of thermo-hydraulic and structure mechanical phenomena as well as appropriate coupling effects do not provide sufficiently meaningful results.

Due to missing experiments for validation of 3d numerical flow simulation in crack-like leaks experiments with flow through a Venturi orifice, which are relevant in this context, were chosen. Experiments with single phase flow were considered as well as ones with two phase flow. The post-calculations of the single phase flow showed a good agreement between the calculation results and the appropriate measured data. In the two phase flow, despite tests with various model variations, no satisfying agreement between calculation and test could be reached. According to the authors' opinion is the model approach available in CFX for the simulation of the abrupt evaporation of an overheated fluid resulting from a pressure decrease (flashing) insufficient. Hence, the two phase flow from crack-like leaks cannot be satisfactorily calculated yet with this analysis methodology at present.

Thermo-hydraulic and structure mechanical analyses were performed for postulated leak positions in the surge line (SL) of a PWR type Konvoi. Leaks were assumed in form of circumferential through-wall cracks of 180 degrees length. The sizes of these

leaks were calculated in the framework of FE-calculations with analysis models of a cooling loop of a PWR type Konvoi with crack-like leaks. With these leak sizes ATHLET-calculations were conducted, especially examining the influence of the consideration of a variable leak size. The implication of the decreasing leak size at the leak position in the SL-middle, especially on the pressure distribution, is significant. The reduction of the leak area due to the pressure- and temperature decrease amounts in the transient examined to ca. 25 % after about 1 h transient time and leads therefore to an approximately 23 % smaller leak rate. The results show that the consideration of the interaction between thermo-hydraulic and structure mechanical effects could enhance the accuracy of accident analyses significantly.

At the determination of the leak rates as critical flow-through rates with simplified methods according to Pana, Henry and the CDR-model (critical discharge) it has to be taken into account that the approaches differ considerably in parts. The differences can be attributed especially to the assumptions for the treatment of inflow losses in the crack channel and the flow resistance coefficient due to the roughness of the crack surfaces. The investigations demonstrate that good agreement between results of the Pana and the CDR model could be achieved if the water in front of the crack-like flow channel is subcooled. Uncertainties remain especially if steam or saturated steam flow has to be considered.

In total progress has been achieved concerning the determination of leak rates with simplified methods as well as in the framework of application of the codes ATHLET and ADINA. Progress concerning the simplified methods has been implemented in the GRS program WinLeck. Open points remain especially concerning the detailed simulation of fluid flow in crack-like leaks in connection with well-instrumented leak rate tests.

## Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Zielsetzung und Arbeitsprogramm.....</b>	<b>2</b>
2.1	Gesamtziel.....	2
2.2	Arbeitsprogramm .....	2
<b>3</b>	<b>Stand von Wissenschaft und Technik; bisherige Arbeiten.....</b>	<b>4</b>
<b>4</b>	<b>Verwendete Berechnungsverfahren.....</b>	<b>6</b>
4.1	Thermohydraulische Verfahren.....	6
4.1.1	Allgemeine Verfahren .....	6
4.1.2	Vereinfachte Methoden zur Ermittlung von Ausströmraten .....	7
4.1.3	Weiterentwicklung des Rechenprogramms WinLeck .....	7
<b>5</b>	<b>Auswahl geeigneter Leckratenexperimente .....</b>	<b>21</b>
5.1	Leckratenversuche am KfK.....	21
5.1.1	Messungen zur Bestimmung des Strömungswiderstands .....	21
5.1.2	Messwerte für Leckraten.....	23
5.2	Leckratenversuche der KWU .....	24
5.2.1	Experimentelle Ermittlung des Strömungswiderstands .....	25
5.2.2	Ausgewählte Messwerte für Leckraten .....	27
5.3	Leckratenversuche im Rahmen des PHDR.....	28
<b>6</b>	<b>Einsatz verschiedener Leckratenmodelle bei der Nachrechnung ausgewählter Leckratenexperimente .....</b>	<b>37</b>
6.1	Vergleichsberechnungen mit den Modellen nach Henry, Pana und Müller an rissartigen Lecks .....	37
6.1.1	Nachrechnungen zu KfK-Versuchen.....	37
6.1.2	Nachrechnungen zu KWU-Versuchen .....	39
6.1.3	Nachrechnungen im Rahmen der Zuarbeit zu KTA 3206 .....	40
6.2	Erprobung des CDR-Modells für rissartige Lecks und Vergleich mit Modellen von Pana, Henry, Estdorf und Müller .....	47

<b>7</b>	<b>Nachrechnungen von Experimenten mit Venturi-Düse mit CFD-Methoden.....</b>	<b>49</b>
7.1	Vorbemerkungen .....	49
7.2	Versuche mit Venturi-Düse .....	50
7.3	Einphasige Simulationen zu Experimenten mit Wasser bei 27 °C.....	54
7.4	Zweiphasige Simulationen zu Experimenten mit Wasser und Wasserdampf bei 149 °C (Modell 1) .....	56
7.5	Zweiphasige Simulationen zu Experimenten mit Wasser und Wasserdampf bei 149 °C (Modell 2) .....	58
7.6	Zweiphasige Simulationen zu Experimenten mit Wasser und Wasserdampf bei 149 °C mit quasi achsensymmetrischem Modell .....	61
<b>8</b>	<b>Thermohydraulische und strukturmechanische Analysen zu postulierten Lecks in der Volumenausgleichsleitung.....</b>	<b>68</b>
8.1	Thermodynamische Rechnungen .....	68
8.2	Ergebnisse der Rechnungen mit postulierten Lecks .....	70
8.2.1	Leck in der VAL nahe dem Druckhalter (Position 1).....	71
8.2.2	Leck in VAL-Mitte (Position 2).....	74
8.2.3	Leck in VAL nahe HKL (Position 3).....	78
8.2.4	Ergebnisse der Rechnungen zu einem Leck in VAL-Mitte (Position 2) mit veränderlicher Größe .....	80
8.3	Strukturmechanische Berechnungen mit dem Kreislaufschleifenmodell... 86	
8.3.1	Ergebnisse zur Betriebsbeanspruchung .....	86
8.3.2	Ergebnisse für ein Leck in VAL-Mitte (Position 2) .....	89
8.4	Bestimmung der Ausströmraten der Lecks in der Volumenausgleichsleitung mit vereinfachten Methoden.....	91
8.4.1	Leck in der VAL nahe dem Druckhalter (Position 1).....	91
8.4.2	Leck in VAL-Mitte (Position 2).....	93
8.4.3	Leck in VAL nahe HKL (Position 3).....	95
8.4.4	Zusammenfassung .....	96

<b>9</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>97</b>
<b>10</b>	<b>Literatur.....</b>	<b>101</b>
<b>11</b>	<b>Anhang I: Weitere Leckratenversuche und deren Nachrechnung mit vereinfachten Methoden .....</b>	<b>107</b>
11.1	KFK-Versuche .....	107
11.2	Probe 2 der KWU-Versuche .....	141
<b>12</b>	<b>Anhang II: Ergebnisse thermohydraulischer Rechnungen mit Bruch der VAL .....</b>	<b>143</b>
12.1	Bruch der VAL an Position 1 (nahe am Druckhalter).....	143
12.2	Bruch der VAL an Position 2 (VAL-Mitte) .....	144
12.3	Bruch der VAL an Position 3 (nahe HKL).....	146
12.4	Zusammenfassung .....	147
<b>13</b>	<b>Verteiler .....</b>	<b>148</b>

## Abbildungsverzeichnis

Abb. 4.1-1	Schematische Darstellung der Ausströmung durch einen Riss (nach /HEN 70/)	9
Abb. 4.1-2	Menü für die Eingabedaten in WinLeck (Version 4.4)	18
Abb. 4.1-3	Menü für Berechnungen in WinLeck (Version 4.4)	19
Abb. 4.1-4	Menü für Parameterstudien mit WinLeck (Version 4.4)	20
Abb. 5.1-1	Mit dem Pana-Modell berechnete Massenstromdichten über Versuchswerten (aus /JOH 87/)	24
Abb. 5.2-1	Experimentell ermittelte Widerstandsbeiwerte $\lambda$ über dem Quotienten aus dem hydraulischen Durchmesser und der Rissflächenrauigkeit (hier $k$ , Bild aus /KEF 88/)	26
Abb. 5.2-2	Messergebnisse aus /KEF 88/ für Leck Nr. 2	27
Abb. 5.3-1	Schematische Darstellung der Versuchsanordnung der PHDR- Versuchsgruppe E22	29
Abb. 5.3-2	Messtechnik beim Versuch E22.06 (E22.05 entsprechend)	30
Abb. 5.3-3	Form des Durchrisses beim Versuch E22.05 (nach /MPA 91a/)	30
Abb. 5.3-4	Messergebnisse für den Versuch E22.05 (nach /GRS 94/, gelbe Markierung: Massenstrom, blaue Markierung: COD)	31
Abb. 5.3-5	Messergebnisse für den Versuch E22.22 (nach /GRS 94/, blaue Markierung: COD)	32
Abb. 5.3-6	Messergebnisse für den Versuch E22.22, Fortsetzung (nach /GRS 94/, gelbe Markierung: Massenstrom)	33
Abb. 5.3-7	Ergebnis einer Bestimmung der Rissflächenrauigkeit für E22.04 (aus /MPA 90a/)	35
Abb. 6.1-1	Experimentelle Resultate und Ergebnisse von Nachrechnungen für den KfK-Versuch 2.204 bei 4 MPa Innendruck	38
Abb. 6.1-2	Experimentelle Resultate und Ergebnisse von Nachrechnungen für den KfK-Versuch 2.204 bei 6 MPa Innendruck	38
Abb. 6.1-3	Experimentelle Resultate und Ergebnisse von Nachrechnungen für den KWU-Versuch 2 bei 2 MPa Innendruck	39

Abb. 6.1-4	Experimentelle Resultate und Ergebnisse von Nachrechnungen für den KWU-Versuch 2 bei 6 MPa Innendruck .....	39
Abb. 6.1-5	Experimentelle Resultate und Ergebnisse von Nachrechnungen für den KWU-Versuch 2 bei 16 MPa Innendruck .....	40
Abb. 6.1-6	Gemessene und berechnete Leckraten für $p = 4$ MPa .....	41
Abb. 6.1-7	Gemessene und berechnete Leckraten für $p = 6$ MPa .....	41
Abb. 6.1-8	Gemessene und berechnete Leckraten für $p = 8$ MPa .....	42
Abb. 6.1-9	Gemessene und berechnete Leckraten für $p = 10$ MPa .....	42
Abb. 6.1-10	Gemessene und berechnete Leckraten für $p = 2$ MPa .....	43
Abb. 6.1-11	Gemessene und berechnete Leckraten für $p = 6$ MPa .....	44
Abb. 6.1-12	Gemessene und berechnete Leckraten für $p = 10$ MPa .....	44
Abb. 6.1-13	Gemessene und berechnete Leckraten für $p = 16$ MPa .....	45
Abb. 6.1-14	Berechnete Leckraten über gemessenen Werten .....	46
Abb. 6.2-1	Verwendete Ausströmgeometrie nach /ATH 12/ .....	47
Abb. 6.2-2	Vergleich experimenteller und berechneter Leckraten für die KfK-Probe 2.204 bei 4 MPa und verschiedenen Temperaturen (Unterkühlung $\Delta T$ ) .....	48
Abb. 7.1-1	Momentaufnahme des sich in einer aufweitenden Düse (Venturi-Düse) einstellenden Dampfgebietes /BAR 09/ .....	49
Abb. 7.2-1	Versuchsaufbau von Abuaf et al. /ABU 81/ .....	51
Abb. 7.2-2	Axiale Verteilungen des Absolutdrucks und des in der Querschnittsfläche gemittelten Dampf volumenanteils für die Experimente mit einer Eingangstemperatur $T_{in}$ von 149 °C und verschiedenen Eingangsmassenströmen nach /ABU 81/. In der Druckverteilung ist der Sättigungsdruck $p_s$ bei $T_{in}$ markiert. ....	52
Abb. 7.3-1	Darstellung des Rechengitters (Modell 1) als Seitenansicht und Draufsicht (nicht maßstäblich). Der von Messaufnehmern erfasste Bereich in Umgebung der Düse ist farblich hervorgehoben. ....	55

Abb. 7.3-2	Darstellung der gemessenen und simulierten stationären Druckverteilung in axialer Richtung. Alle Werte sind relativ zum jeweiligen Eingangsdruck dargestellt.....	56
Abb. 7.4-1	Experimentelle und simulierte Werte der axialen Druckverteilung.....	57
Abb. 7.4-2	Experimentelle und simulierte Werte des in der Querschnittsebene gemittelten Dampfvolumentanteils .....	57
Abb. 7.4-3	Darstellung des mit in ANSYS CFX berechneten Dampfvolumentanteils (H <sub>2</sub> Og.Volume Fraction) für den Fall Massenfluss 7.3 kg/s.....	58
Abb. 7.5-1	Rechengitter des Viertelmodells (Modell 2) .....	59
Abb. 7.5-2	Experimentelle und simulierte Werte der axialen Druckverteilung.....	60
Abb. 7.5-3	Experimentelle und simulierte Werte des in der Querschnittsebene gemittelten Dampfvolumentanteils .....	60
Abb. 7.5-4	Darstellung des Dampfvolumentanteils (H <sub>2</sub> Og.Volume Fraction) für die dritte Konfiguration (Massenfluss 7.3 kg/s) in ANSYS CFX.....	61
Abb. 7.6-1	Rechengitter von Modell 3 mit einem Öffnungswinkel von 2°. Farblich abgesetzt kann man die Elemente des mitmodellierten Rohres erkennen.....	62
Abb. 7.6-2	Experimentelle und simulierte Werte der axialen Druckverteilung bei einer Massenstrom-Randbedingung am Einlass (Inlet) und einer Druck-Randbedingung am Auslass (Outlet).....	63
Abb. 7.6-3	Experimentelle und simulierte Werte des in der Querschnittsebene gemittelten Dampfvolumentanteils bei einer Massenstrom-Randbedingung am Einlass (Inlet) und einer Druck-Randbedingung am Auslass (Outlet).....	63
Abb. 7.6-4	Dampfvolumenteil (H <sub>2</sub> Og.Volume Fraction) in der Schnittebene mit der Mittelachse bei einer Massenstrom-Randbedingung am Einlass (Inlet) und einer Druck-Randbedingung am Auslass (Outlet) .....	64

Abb. 7.6-5	Dimensionsloser Wandabstand $y^+$ der flüssigen Phase (H <sub>2</sub> O).Yplus).....	65
Abb. 7.6-6	Experimentelle und simulierte Werte der axialen Druckverteilung bei einer Druck-Randbedingung am Einlass (Inlet) und einer Druck-Randbedingung am Auslass (Outlet).....	66
Abb. 7.6-7	Experimentelle und simulierte Werte des in der Querschnittsebene gemittelten Dampfvolumenanteils bei einer Druck-Randbedingung am Einlass (Inlet) und einer Druck-Randbedingung am Auslass (Outlet).....	66
Abb. 8.1-1	Nodalisierung von Komponenten im Primärkreis, Positionen, an denen die Wandtemperaturen ermittelt wurden, hier Leckstelle in VAL-Mitte (Auswertepunkt Nr. 11) .....	68
Abb. 8.1-2	Die drei Leck- bzw. Bruchpositionen in der VAL und ihr Abstand von der Hauptkühlmittelleitung (HKL) .....	69
Abb. 8.2-1	Druckverlauf primär- und sekundärseitig, Leckstelle 1, Leckgröße 6.16 cm <sup>2</sup> .....	72
Abb. 8.2-2	Wandtemperaturverläufe an verschiedenen Positionen des Kühlkreislaufs, Leckstelle 1, Leckgröße 6.2 cm <sup>2</sup> .....	73
Abb. 8.2-3	Leckmassenstrom in der VAL und Fluidtemperatur im Bereich der Leckstelle (rote Kurve) im Vergleich zur Sättigungstemperatur (grüne Kurve) als Funktion der Transientenzeit in Sekunden, für das postulierte Leck in der VAL, Leckstelle 1, Leckgröße 6.2 cm <sup>2</sup> .....	74
Abb. 8.2-4	Druckverläufe primär- und sekundärseitig als Funktion der Transientenzeit in Sekunden, Leckstelle 2, Leckgröße 15.8 cm <sup>2</sup> .....	75
Abb. 8.2-5	Wandtemperaturverläufe an verschiedenen Positionen des ATHLET-Modells (Positionen siehe Abb.8.1-1) als Funktion der Transientenzeit in Sekunden für Leckstelle 2 (Leckgröße 15.8 cm <sup>2</sup> ).....	76
Abb. 8.2-6	Leckmassenstrom in der VAL und Fluidtemperatur im Bereich der Leckstelle (rote Kurve) im Vergleich zur Sättigungstemperatur als Funktion der Transientenzeit in	

	Sekunden, für das postulierte Leck in der VAL, Leckstelle 2 (Leckgröße 15.8 cm <sup>2</sup> ) .....	77
Abb. 8.2-7	Druckverläufe primär- und sekundärseitig als Funktion der Transientenzeit in Sekunden, Leckstelle 3, Leckgröße 4.5 cm <sup>2</sup> .....	78
Abb. 8.2-8	Wandtemperaturverläufe an verschiedenen Positionen des ATHLET-Modells (Positionen siehe Abb.8.1-1), Leckstelle 3, Leckgröße 4.5 cm <sup>2</sup> .....	79
Abb. 8.2-9	Leckmassenstrom in der VAL und Fluidtemperatur im Bereich der Leckstelle (rote Kurve) im Vergleich zur Sättigungstemperatur (grüne Kurve) als Funktion der Transientenzeit in Sekunden, für das postulierte Leck in der VAL an der Leckstelle 3.....	80
Abb. 8.2-10	Zeitverlauf der Leckgröße bezogen auf 15.8 cm <sup>2</sup> .....	81
Abb. 8.2-11	Druck (in Pa) im Primär- und Sekundärkreis von 500 bis 4200 s, Leck mit abnehmender Größe (Position 2) .....	82
Abb. 8.2-12	Wandtemperaturen (in °C) zwischen 500 und 4200 s, Bezeichnung der Auswertestellen gemäß Abb. 8.1-1, Leck mit abnehmender Größe (Position 2) .....	83
Abb. 8.2-13	Fluid- und Wandtemperatur (in °C) zwischen 500 und 4200 s, an der Leckstelle (Position 2) .....	84
Abb. 8.2-14	Primärkreisdruck zwischen 600 und 4200 s, Rechnung mit konstanter bzw. abnehmender Leckfläche, Leck (Position 2) .....	84
Abb. 8.2-15	Fluidtemperatur zwischen 600 und 4200 s, Rechnung mit konstanter bzw. abnehmender Leckfläche an der Leckstelle 2 .....	85
Abb. 8.2-16	Massenströme für das postulierte Leck in der VAL an der Leckstelle 2 mit konstanter bzw. abnehmender Leckfläche .....	85
Abb. 8.3-1	Finite Elemente Modell einer DWR-Kreisschleife vom Typ Konvoi mit Markierung der Leckpositionen .....	86
Abb. 8.3-2	Temperaturen im Kreislaufschleifenmodell bei Betriebsbedingungen.....	87

Abb. 8.3-3	Seitenansicht des neuen Modellteils an Leckstelle 1 in der VAL nahe des DH mit Vergleichsspannungen bei Betriebsbedingungen (Verformungsfaktor 10) .....	87
Abb. 8.3-4	Seitenansicht des neuen Modellteils an Leckstelle 2 in der Mitte der VAL mit Vergleichsspannungen bei Betriebsbedingungen (Verformungsfaktor 20).....	88
Abb. 8.3-5	Seitenansicht des verformten neuen Modellteils an Leckstelle 3 in der VAL nahe der HKL bei Betriebsbedingungen (Verformungsfaktor 20).....	88
Abb. 8.3-6	Wandtemperaturen im Kreislaufschleifenmodell (3600 s Transientenzeit).....	89
Abb. 8.3-7	Vergleichsspannungen und Verformung des Kreislaufschleifenmodells im Bereich der Leckstelle 2 (3600 s Transientenzeit, Verformungsfaktor 20).....	90
Abb. 8.3-8	Leckfläche innen und außen während der Lecktransiente (Position 2) .....	90
Abb. 8.4-1	Temperatur- und Druckverlauf im Bereich der Leckstelle 1 während der Lecktransiente .....	91
Abb. 8.4-2	Berechnete Leckraten für die Leckstelle 1 .....	93
Abb. 8.4-3	Temperatur- und Druckverlauf im Bereich der Leckstelle 2 während der Lecktransiente, abnehmende Leckfläche .....	93
Abb. 8.4-4	Vergleich der berechneten Leckraten für die Leckstelle 2 für konstante und abnehmende Leckfläche (LF) .....	94
Abb. 8.4-5	Temperatur- und Druckverlauf im Bereich der Leckstelle 3 während der Lecktransiente .....	95
Abb. 8.4-6	Berechnete Leckraten für die Leckstelle 3 für konstante Leckgröße .....	96
Abb. 11.1-1	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.204, 4 MPa Stagnationsdruck.....	107
Abb. 11.1-2	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.204, 6 MPa Stagnationsdruck.....	108

Abb. 11.1-3	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.204, 8 MPa Stagnationsdruck.....	108
Abb. 11.1-4	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.204, 10 MPa Stagnationsdruck.....	109
Abb. 11.1-5	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13A, 4 MPa Stagnationsdruck .....	109
Abb. 11.1-6	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13A, 6 MPa Stagnationsdruck .....	110
Abb. 11.1-7	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13A, 8 MPa Stagnationsdruck .....	110
Abb. 11.1-8	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24A, 4 MPa Stagnationsdruck .....	111
Abb. 11.1-9	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24A, 6 MPa Stagnationsdruck .....	111
Abb. 11.1-10	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24A, 8 MPa Stagnationsdruck .....	112
Abb. 11.1-11	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24A, 10 MPa Stagnationsdruck .....	112
Abb. 11.1-12	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24A, 12 MPa Stagnationsdruck .....	113
Abb. 11.1-13	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13A, 4 MPa Stagnationsdruck .....	113
Abb. 11.1-14	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13A, 6 MPa Stagnationsdruck .....	114
Abb. 11.1-15	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13A, 8 MPa Stagnationsdruck .....	114
Abb. 11.1-16	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13A, 10 MPa Stagnationsdruck .....	115
Abb. 11.1-17	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24A, 4 MPa Stagnationsdruck .....	115

Abb. 11.1-18	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24A, 6 MPa Stagnationsdruck .....	116
Abb. 11.1-19	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24A, 8 MPa Stagnationsdruck .....	116
Abb. 11.1-20	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24A, 10 MPa Stagnationsdruck .....	117
Abb. 11.1-21	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13B, 4 MPa Stagnationsdruck .....	117
Abb. 11.1-22	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13B, 6 MPa Stagnationsdruck .....	118
Abb. 11.1-23	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13B, 8 MPa Stagnationsdruck .....	118
Abb. 11.1-24	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13B, 10 MPa Stagnationsdruck .....	119
Abb. 11.1-25	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24B, 4 MPa Stagnationsdruck .....	119
Abb. 11.1-26	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24B, 6 MPa Stagnationsdruck .....	120
Abb. 11.1-27	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24B, 8 MPa Stagnationsdruck .....	120
Abb. 11.1-28	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24B, 10 MPa Stagnationsdruck .....	121
Abb. 11.1-29	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13B, 4 MPa Stagnationsdruck .....	121
Abb. 11.1-30	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13B, 6 MPa Stagnationsdruck .....	122
Abb. 11.1-31	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13B, 8 MPa Stagnationsdruck .....	122
Abb. 11.1-32	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13B, 10 MPa Stagnationsdruck .....	123

Abb. 11.1-33	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13B, 12 MPa Stagnationsdruck .....	123
Abb. 11.1-34	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.24B, 4 MPa Stagnationsdruck .....	124
Abb. 11.1-35	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.24B, 6 MPa Stagnationsdruck .....	124
Abb. 11.1-36	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.24B, 8 MPa Stagnationsdruck .....	125
Abb. 11.1-37	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.24B, 10 MPa Stagnationsdruck .....	125
Abb. 11.1-38	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.24B, 12 MPa Stagnationsdruck .....	126
Abb. 11.1-39	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.15R, 4 MPa Stagnationsdruck .....	126
Abb. 11.1-40	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.15R, 6 MPa Stagnationsdruck .....	127
Abb. 11.1-41	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.15R, 8 MPa Stagnationsdruck .....	127
Abb. 11.1-42	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.15R, 10 MPa Stagnationsdruck .....	128
Abb. 11.1-43	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.15R, 12 MPa Stagnationsdruck .....	128
Abb. 11.1-44	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.15R, 4 MPa Stagnationsdruck .....	129
Abb. 11.1-45	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.15R, 6 MPa Stagnationsdruck .....	129
Abb. 11.1-46	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.15R, 8 MPa Stagnationsdruck .....	130
Abb. 11.1-47	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.15R, 10 MPa Stagnationsdruck .....	130

Abb. 11.1-48	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.15R, 12 MPa Stagnationsdruck.....	131
Abb. 11.1-49	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.15R, 4 MPa Stagnationsdruck.....	131
Abb. 11.1-50	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.15R, 6 MPa Stagnationsdruck.....	132
Abb. 11.1-51	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.15R, 8 MPa Stagnationsdruck.....	132
Abb. 11.1-52	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.15R, 10 MPa Stagnationsdruck.....	133
Abb. 11.1-53	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.15R, 12 MPa Stagnationsdruck.....	133
Abb. 11.1-54	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24C, 4 MPa Stagnationsdruck.....	134
Abb. 11.1-55	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24C, 6 MPa Stagnationsdruck.....	134
Abb. 11.1-56	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24C, 8 MPa Stagnationsdruck.....	135
Abb. 11.1-57	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24C, 10 MPa Stagnationsdruck.....	135
Abb. 11.1-58	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13C, 4 MPa Stagnationsdruck.....	136
Abb. 11.1-59	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13C, 6 MPa Stagnationsdruck.....	136
Abb. 11.1-60	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13C, 8 MPa Stagnationsdruck.....	137
Abb. 11.1-61	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13C, 10 MPa Stagnationsdruck.....	137
Abb. 11.1-62	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.13C, 4 MPa Stagnationsdruck.....	138

Abb. 11.1-63	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.13C, 6 MPa Stagnationsdruck.....	138
Abb. 11.1-64	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.13C, 8 MPa Stagnationsdruck.....	139
Abb. 11.1-65	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.13C, 10 MPa Stagnationsdruck.....	139
Abb. 11.1-66	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24D, 4 MPa Stagnationsdruck.....	140
Abb. 11.1-67	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24D, 6 MPa Stagnationsdruck.....	140
Abb. 11.1-68	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24D, 8 MPa Stagnationsdruck.....	141
Abb. 11.2-1	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2, 2 MPa Stagnationsdruck .....	141
Abb. 11.2-2	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2, 6 MPa Stagnationsdruck .....	142
Abb. 11.2-3	Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2, 16 MPa Stagnationsdruck .....	142
Abb. 12.1-1	VAL-Bruch (Position 1): Druckverläufe an verschiedenen Positionen der Volumenausgleichsleitung .....	143
Abb. 12.1-2	VAL-Bruch (Position 1): Wandtemperaturverläufe an verschiedenen Positionen der Volumenausgleichsleitung .....	144
Abb. 12.2-1	VAL-Bruch (Position 2): Druckverläufe an verschiedenen Positionen der Volumenausgleichsleitung .....	145
Abb. 12.2-2	VAL-Bruch (Position 2): Wandtemperaturverläufe an verschiedenen Positionen der Volumenausgleichsleitung .....	145
Abb. 12.3-1	VAL-Bruch (Position 3): Druckverläufe an verschiedenen Positionen der Volumenausgleichsleitung .....	146
Abb. 12.3-2	VAL-Bruch (Position 3): Wandtemperaturverläufe an verschiedenen Positionen der Volumenausgleichsleitung .....	146

## Tabellenverzeichnis

Tab. 4.1-1	Berechnungsgrundlagen für verschiedene thermodynamische Zustände bei der Leckausströmung gemäß Pana-Konzept (aus /KEI 91/) .....	13
Tab. 5.1-1	Daten ausgewählter Leckratenversuche am KfK .....	22
Tab. 5.2-1	Daten ausgewählter Leckratenversuche der KWU .....	25
Tab. 5.2-2	Experimentelle Risswiderstandswerte .....	26
Tab. 5.2-3	Derzeit verwendbare KWU-Leckratenmesswerte .....	28
Tab. 5.3-1	Ausgewählte Ergebnisse für E22.05.....	33
Tab. 5.3-2	Ausgewählte Ergebnisse für E22.22.....	34
Tab. 5.3-3	Zusammenstellung der Ergebnisse der Rauigkeitsmessungen.....	36
Tab. 7.2-1	Eingangsmassenfluss $G_{in}$ , Eingangsdruck $p_{in}$ , Ausgangsdruck $p_{out}$ und die aus dem Massenfluss berechnete mittlere Geschwindigkeit $u_{av}$ für die untersuchten Experimente .....	53
Tab. 8.2-1	Zusammenstellung von Leckflächen.....	70

## **1 Einleitung**

Bei einem Druckabfall, der während eines Kühlmittelverluststörfalls ausgelöst durch ein rissartiges Leck oder einen Bruch einer Rohrleitung entsteht, werden sich im allgemeinen sowohl die lokalen Größen im Leckbereich als auch die globalen Systemparameter wie Druck und Temperatur in der druckführenden Umschließung ändern. Bei der derzeitigen Simulation solcher Lastfälle werden unabhängig voneinander von der Strukturmechanik Öffnungsflächen basierend auf den Betriebsbedingungen bei Leckentstehung bzw. postuliertem Leck und von der Thermofluiddynamik die Leckmassenströme sowie die zeitlichen Änderungen von Druck und Fluidtemperatur berechnet. Dabei ist es möglich mit geeigneten Finite-Elemente (FE) Analysemodellen eine zeitliche Änderung der Leckgröße aufgrund sich ändernder Umgebungsparameter zu bestimmen. In der thermohydraulischen Berechnung werden bisher Anfangsleckgrößen mit einem zeitlich konstanten thermohydraulisch äquivalenten Durchmesser an ausgewählten Positionen im Kühlkreislauf eingesetzt. Eine differenzierte Betrachtung der ortsabhängigen Unterschiede und der zeitlichen Änderung findet dabei bisher nicht statt.

## **2 Zielsetzung und Arbeitsprogramm**

### **2.1 Gesamtziel**

Gesamtziel der Arbeiten ist es, eine „best-estimate“ Analysemethodik zur Simulation der strukturmechanischen und der thermohydraulischen Phänomene bei der Ausströmung aus rissartigen Lecks im Kühlkreislauf sowie beim Bruch einer Rohrleitung bereitzustellen, an ausgewählten Leckratenversuchen zu validieren und hinsichtlich der Aussagegenauigkeit zu bewerten. Weiterhin sollen die Anwendungsgrenzen bereits verfügbarer vereinfachter Modellansätze aufgezeigt werden.

### **2.2 Arbeitsprogramm**

Zur Erfüllung der Zielsetzung waren die folgenden Arbeitspakete (AP) vorgesehen:

#### **AP 1: Auswahl geeigneter Experimente für die Erprobung einer Analysemethodik mit Fluid-Struktur Kopplung**

Aus der vorhandenen Datenbasis mit experimentellen Ergebnissen zur Ermittlung von Leckflächen und Ausströmraten aus rissartigen Lecks sollen Versuche ausgewählt werden, die sich zur Analyse mit einer gekoppelten Vorgehensweise eignen. Geeignet bedeutet in diesem Zusammenhang, dass sowohl strukturmechanische Kenngrößen wie Lecköffnungen, Belastungen und Verschiebungen oder Dehnungen als auch thermohydraulische Parameter wie Ausströmrates, Druckniveau, Temperaturen als Messwerte vorliegen und die experimentellen Ergebnisse einen Einfluss der Kopplung erwarten lassen.

#### **AP 2: Erprobung gekoppelter Analysemethoden an Untersuchungen zu ausgewählten Experimenten**

Zu den aus AP 1 ausgewählten Versuchen sollen numerische Untersuchungen unter Berücksichtigung der Fluid-Struktur-Kopplung durchgeführt werden. Zunächst sollen ohne Kopplung zwischen Strukturmechanik und Thermohydraulik, dreidimensionale Simulationen der Druck- und Geschwindigkeitsfelder und der resultierenden kritischen Ausströmung berechnet werden. Dabei sollen Druck, Temperatur und Ausströmraten bei konstanten Leckflächen bestimmt werden. Dafür stehen entsprechende Rechen-

programme zur Verfügung, die für die angesprochene Problematik erprobt werden sollen. Zur systematischen Bewertung der Leistungsfähigkeit, Robustheit und Effizienz der Rechenprogramme werden Vergleiche von Rechnungen und Messungen mit zunehmender Komplexität durchgeführt.

### **AP 3: Gekoppelte numerische Untersuchungen zu postulierten Lecks in Rohrleitungen**

Das im Rahmen des Vorhabens RS1039 entwickelte Analysemodell für eine Kühlkreislaufschleife des Primärkreises eines Druckwasserreaktors vom Typ Konvoi soll für strukturmechanische Untersuchungen zu postulierten Lecks unterschiedlicher Größe in einem Krümmer der Volumenausgleichsleitung sowie den 2F-Bruch der Rohrleitung eingesetzt werden. Dazu wird das Finite-Elemente-Modell für die Leck- bzw. Bruchannahmen jeweils angepasst und Berechnungen mit dem Programm ADINA Structures durchgeführt. Für die thermohydraulische Simulation des jeweiligen Systemzustandes werden für die verschiedenen Leck- bzw. Bruchzustände Berechnungen mit dem Rechenprogramm ATHLET durchgeführt. Dabei soll untersucht werden, welchen Einfluss die zeitlichen Veränderungen der Leckflächen und Leckraten, die während der Transienten infolge des Druck- und Temperaturabfalls auftreten können, auf den Ablauf der postulierten Leckstörfälle haben. Weiterhin sollen, basierend auf den im Rahmen von AP 2 und AP 4 gewonnenen Erfahrungen bezüglich der Erprobung von Kopplungen zwischen strukturmechanischen und fluiddynamischen Codes sowie der Eignung vereinfachter Verfahren zur Bestimmung der Leckflächen und Leckraten für postulierte Leckstörfälle, Schlussfolgerungen bezüglich der Notwendigkeit einer Weiterentwicklung der Analysemethodik zur Berechnung von Leckstörfällen erarbeitet werden.

### **AP 4: Vergleich der Ergebnisse aus der gekoppelten Vorgehensweise mit denen vereinfachter Methoden**

Vergleichend zu den Untersuchungen in den Arbeitspaketen 2 und 3 sollen für die ausgewählten Experimente und die postulierten Lecks in Rohrleitungen Berechnungen zu den Leckflächen und den Ausströmraten mit vereinfachten Verfahren, die in dem GRS-Programm WinLeck /GRS 13a/ zur Verfügung stehen, durchgeführt werden. Diese Ergebnisse werden mit denen der gekoppelten Vorgehensweise verglichen und die Unterschiede im Hinblick auf die Eignung vereinfachter Verfahren bewertet.

### 3 Stand von Wissenschaft und Technik; bisherige Arbeiten

Strömt ein kompressibles Fluid aus einem Behälter durch einen Strömungskanal (Leck, Rohr, Düse etc.) in einen anderen Behälter (bzw. in die Umgebung), so steigt bei konstantem Druck im Bereich der Eintrittsseite in den Strömungskanal der Massenstrom mit fallendem Druck im Bereich der Austrittsseite zunächst an bis zu einem maximalen Wert, dem kritischen Massenstrom. Dabei wird an der engsten Stelle des Strömungskanals die Schallgeschwindigkeit erreicht. Bei zweiphasiger Ausströmung wird ebenfalls ein kritischer Massenstrom beobachtet, ebenso bei der Ausströmung eines nahezu inkompressiblen Fluids (z. B. Wasser), falls längs des Strömungsweges der Druck wesentlich kleiner wird als der der Fluidtemperatur entsprechende Sättigungsdruck. Das Verständnis der kritischen Phänomene ist jedoch sehr erschwert durch thermodynamische und fluiddynamische Ungleichgewichtsprozesse, die wesentlich abhängig sind von der Geometrie des Strömungskanals und dem Strömungszustand am Kanaleintritt /REI 84/.

Die Ausströmraten werden in der Regel mit eindimensionalen Modellen wie zum Beispiel den Modellen von Moody /MOO 65/, Pana /PAN 78/, Henry /HEN 70/, dem CDR-Modell (critical discharge) /GRS 88/ oder dem phänomenologischen Modell von Müller /GRS 99/ beschrieben. Dabei wurden im Rahmen des Vorhabens RS1039 elf Versuchsgruppen mit insgesamt 163 Versuchen mit Ausströmung aus Rohren, rechteckförmigen Schlitzen und realen Rissen ausgewertet. Im Rahmen der Phase III des HDR-Sicherheitsprogramms wurden Versuche zum Rissöffnungs- und Ausströmverhalten von Rohrleitungskomponenten unter „betriebsnahen“ Bedingungen durchgeführt und analytisch begleitet /HUN 91/. Die Ausströmmodelle unterscheiden sich in den Annahmen bezüglich der Strömungsformen und der thermohydraulischen Zustände und der Berücksichtigung der spezifischen Geometrie der Rissöffnung. Dadurch liefern die Programme bei gleichen Eingabedaten teilweise stark voneinander abweichende Resultate /GRS 95/.

Im Rahmen des Vorhabens RS1039 /GRS 99/ wurde beispielhaft gezeigt, dass sich die Rissöffnungsfläche im Verlauf einer Transiente mit Kühlmittelverlust durch die lokale und globale Abnahme von Druck und Temperatur teilweise wieder schließen kann. Dieser Effekt kann sich auf die thermohydraulischen Bedingungen auswirken und somit zu einer sich gegenseitig beeinflussenden Wechselwirkung führen, was in der bisherigen Analysemethodik nicht betrachtet wird. Mit der Weiterentwicklung von Finite-Elemente (FE) Programmen für strukturmechanische Fragestellungen und Computa-

tional-Fluid-Dynamic (CFD) Programmen sowie der in den letzten Jahren stetig gestiegenen Rechnerleistungen stehen heute Analysewerkzeuge zur Verfügung, mit denen dreidimensional die Lecköffnung sowie die Leckausströmung und detaillierte Verteilungen der wesentlichen thermohydraulischen Parameter im Rissbereich ermittelt werden können. Wenn diese üblicherweise voneinander unabhängigen Analyseprogramme in geeigneter Weise gekoppelt werden, so ergibt sich die Möglichkeit, die sich gegenseitig beeinflussenden Wechselwirkungen zu berücksichtigen.

Wenn die Randbedingungen während eines Kühlmittelverluststörfalls dazu führen, dass sich die Lecköffnungsfläche nicht wesentlich ändert, ist eine Kopplung nicht erforderlich. Dies wäre zum Beispiel beim 2F-Bruch einer Rohrleitung der Fall, da sich hier die Leckfläche zeitlich nicht ändert. Anders verhält es sich jedoch bei unterkritischen rissartigen Lecks mit relativ geringen Lecköffnungen. Hier wird erwartet, dass eine detaillierte Berücksichtigung der lokalen Bedingungen eine nennenswerte Reduzierung der Ausströmrates bewirkt. Dies ist insofern von sicherheitstechnischer Bedeutung, da es im Rahmen von Nachweisen zum Bruchausschluss für druckführende Komponenten, speziell beim Leck-vor-Bruch Nachweis erforderlich ist, unterkritische Risse rechtzeitig und zuverlässig über ein Leckdetektionssystem zu detektieren. Ob ein rissartiges Leck rechtzeitig detektiert werden kann, hängt im Wesentlichen von der tatsächlichen Ausströmrates ab. Aufgrund der großen Unsicherheiten in der Bestimmung von Leckflächen und Ausströmrates bei rissartigen unterkritischen Lecks mit den zur Verfügung stehenden Modellen wird im Leck-vor-Bruch Nachweis teilweise ein Sicherheitsfaktor von 10 gefordert.

In diesem Vorhaben soll eine geeignete Analysemethodik zur Simulation der strukturellen und der thermohydraulischen Phänomene bei der Ausströmung aus rissartigen Lecks im Kühlkreislauf bereitgestellt, exemplarisch erprobt und hinsichtlich der Aussagegenauigkeit bewertet werden. Weiterhin sollen bereits verfügbare vereinfachte Modellansätze bezüglich ihres Anwendungsbereiches bewertet werden.

## **4 Verwendete Berechnungsverfahren**

### **4.1 Thermohydraulische Verfahren**

#### **4.1.1 Allgemeine Verfahren**

Für die im Rahmen dieses Vorhabens durchgeführten thermodynamischen Berechnungen werden das in der GRS entwickelte Programm ATHLET /ATH 12/ sowie das CFD-Programm ANSYS CFX /CFX 09/ verwendet.

Das Programm ATHLET wurde von der GRS speziell für die Simulation der thermohydraulischen Vorgänge bei Kühlmittelverluststörfällen und Transienten in Leichtwasserreaktoren entwickelt. Dabei kann z. B. der gesamte Primärkreis eines DWR einschließlich der Sicherheitssysteme modelliert und Lecks in den betrachteten Rohrleitungen berücksichtigt werden.

Während der Entwicklung von ATHLET wurden auch Möglichkeiten einbezogen, das Ausströmen von Fluid durch postulierte oder eventuell vorhandene Lecks zu berücksichtigen. Neben dem in /ATH 12/ beschriebenen Homogenen Gleichgewichtsmodell (HEM) ist auch das Moody-Modell /MOO 65/ verfügbar. Über das Homogene Gleichgewichtsmodell hinausgehend weist das Moody-Modell noch die Möglichkeit auf, unterschiedliche Geschwindigkeiten für die Strömung der zwei Phasen zuzulassen.

Neben diesen beiden analytischen Modellen wurde in Zusammenhang mit ATHLET noch ein Ausströmmodell auf der Basis eines eindimensionalen Finite-Differenzen-Verfahrens entwickelt. Das bereits in /GRS 88/ beschriebene CDR-Modell wurde seither weiterentwickelt und ist in /ATH 12/ detailliert erläutert. Das Modell ist für verschiedene Ausströmgeometrien verwendbar. Erste Erprobungsrechnungen zur Ausströmung durch rissartige Lecks wurden im Rahmen des Vorhabens durchgeführt (siehe Abschnitt 0).

Der kommerzielle CFD-Code ANSYS CFX /CFX 09/ wird in der GRS für die Berechnung von Strömungszuständen und Partikeltransport im Kühlkreislauf und Reaktorsumpf und für die Simulation der Gasverteilung und der Wasserstoff-Verbrennung im Sicherheitseinschluss eingesetzt. In den letzten Jahren wurde auch versucht, leis-

tungsfähige CFD-Programme zur Simulation der Ausströmung durch Risse anzuwenden (z. B. /HER 01/, /KUP 04/).

#### **4.1.2 Vereinfachte Methoden zur Ermittlung von Ausströmraten**

##### **4.1.2.1 Grundlagen der Leckratenberechnung**

Die rechnerische oder experimentelle Ermittlung von Ausströmraten durch rissartige Lecks in druckführenden Komponenten war insbesondere in den 80er und 90er Jahren ein wesentlicher Untersuchungsschwerpunkt. Dabei lag das Hauptaugenmerk früherer Arbeiten auf der Entwicklung vereinfachter Methoden zur Berechnung der Ausströmraten und deren Qualifizierung durch Versuche. Ein Überblick über gebräuchliche Modelle insbesondere unter dem Aspekt der Zwei-Phasen-Ausströmung wird in /REI 84/ gegeben.

Abhängig vom thermodynamischen Zustand des Fluids vor dem Eintritt in den Riss und den geometrischen Rissgrößen sind für die Ermittlung der Leckrate unterschiedliche Berechnungsformeln zu verwenden. Details zu den Berechnungsformeln und deren Anwendungsbereich sind in /GRS 13b/ zusammengefasst.

#### **4.1.3 Weiterentwicklung des Rechenprogramms WinLeck**

Bei der GRS sind mehrere vereinfachte Leckratenmodelle verfügbar, die im Lauf der Jahre entwickelt oder bereitgestellt werden konnten. Im Folgenden wird eine Kurzbeschreibung der Modelle gegeben, die in dem GRS-Programm WinLeck enthalten sind. Die Modelle sind hauptsächlich dafür ausgelegt, die Zweiphasenausströmung von ursprünglich unterkühltem Wasser zu beschreiben, wobei eine eindimensionale Strömungsbeschreibung verwendet wird.

##### **4.1.3.1 Henry-Modell**

Das Henry-Modell steht der GRS mit den theoretischen Ansätzen nach /HEN 70/ in Form eines von EPRI /ABD 83/ entwickelten Programms als Quellcode zur Verfügung. Die GRS-Variante des Programms ist als eigenständiges Fortran-Programm verfügbar oder kann über WinLeck aufgerufen werden.

Im Folgenden soll schematisch der Rechengang dargestellt werden:

Zunächst einige Formelzeichen und Bezeichnungen:

- Z: Ortskoordinate entlang der Strömungsrichtung
- $d_h$ : hydraulisch äquivalenter Durchmesser des Lecks (4 A/U, mit A Leckfläche, U Leckumfang)
- $G_c$ : kritische Durchflussmenge
- C: Eintrittsöffnungs-Kontraktionskoeffizient  
(bisher im Programm fester Wert 0,61)
- $v_{10}$ : Spezifisches Volumen des Fluids vor Eintritt ins Leck

Es ergibt sich aus Experimenten, dass im ersten Bereich mit  $0 \leq Z/d_h \leq 12$  der Druckabfall nur durch den Eintrittsdruckverlust  $\Delta P_e$  bestimmt ist.

$$\Delta P_e = \frac{G_c^2 v_{10}}{2C^2}$$

Im **Bereich  $0 \leq Z/d_h \leq 3$  (linker Bereich in Abb. 4.1-1)** ist die Strömung im Vergleich zum Querschnitt stark eingeschnürt. Hier bildet sich noch kein Dampf im Flüssigkeitsstrahl. Das ursprünglich unterkühlte Fluid ist hier unter Berücksichtigung des Eingangsdruckverlustes ein überhitztes Fluid geworden.

Im **Bereich  $3 \leq Z/d_h \leq 12$  (mittlerer Bereich in Abb. 4.1-1)** entsteht zunehmend Dampf, ohne dass jedoch ein Druckverlust entsteht.

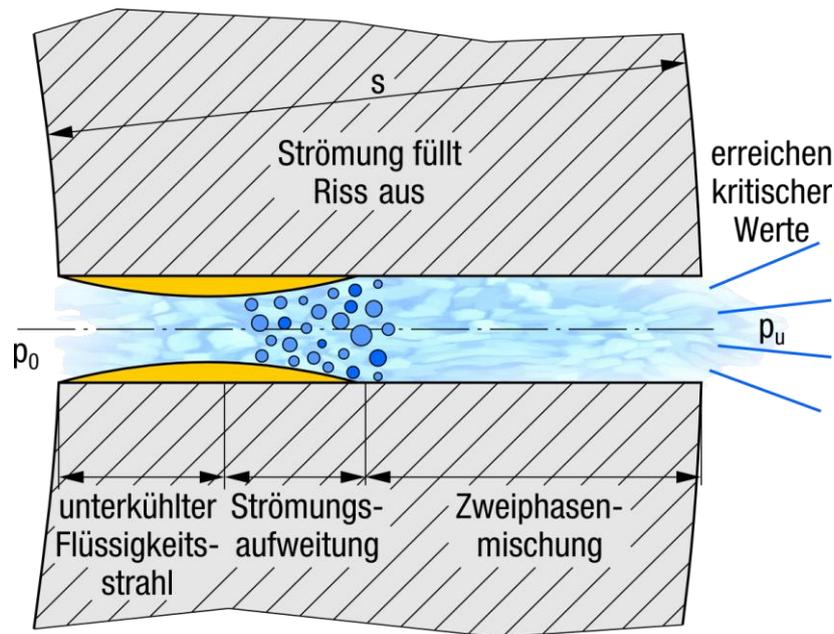


Abb. 4.1-1 Schematische Darstellung der Ausströmung durch einen Riss (nach /HEN 70/)

Der gesamte Druckverlust über den Strömungsweg durch den Riss setzt sich aus der Summe Eintrittsdruckverlust  $\Delta P_e$ , Beschleunigungsdruckverlust  $\Delta P_a$  und Reibungsdruckverlust  $\Delta P_f$  zusammen.

$$\Delta P_{total} = \Delta P_e + \Delta P_a + \Delta P_f$$

Ohne Querschnittsänderung entlang des Strömungsweges ergibt sich für  $\Delta P_a$

$$\Delta P_a = G_c^2 [x_c (v_{gc} - v_{l0})]$$

Wobei  $x_c$  der Dampfgehalt am Austritt der Strömung und  $v_{gc}$  das spezifische Volumen der Dampfphase am Austritt der Strömung sind.

Dieser Druckverlust entsteht auf der **Strecke  $Z = 12 d_h$  bis  $Z = L$  (rechter Bereich in Abb. 4.1-1)**, wobei L die Strömungslänge im Riss ist, die bei Berücksichtigung von Rauigkeiten größer als die Wandstärke sein kann.

Für den Reibungsdruckverlust gilt

$$\Delta P_f = f \cdot \left( \frac{L}{d_h} - 12 \right) \cdot G_c^2 \left[ (1 - \bar{x})v_{l0} + \bar{x}\bar{v}_g \right]$$

wobei  $\bar{x}$  und  $\bar{v}_g$  Mittelwerte des Dampfgehalts und des spezifischen Volumens der Dampfphase im Bereich  $12 < Z/d_h < L/d_h$  sind und  $f$  der Reibungsfaktor nach Karman

$$f = \frac{1}{\left( 2 \ln \frac{d_h}{2K} + 1.74 \right)^2}$$

mit  $K$  als Rauigkeit der Risswand. Bisher gibt es im Programm nur diese Beziehung mit festen Werten.

In allen drei Druckverlustkomponenten kommt das Quadrat der kritischen Durchflussmenge vor. Diese wiederum wird durch den Druckverlust  $\Delta P_a$  bestimmt.

Die Berechnung von  $G_c^2$  und der Druckverluste erfolgt iterativ, da durch die Abhängigkeit der Berechnungsgrößen von den thermodynamischen Zustandsgrößen ein transzendentes Gleichungssystem entsteht.

Für  $G_c^2$  gilt nach Henry

$$G_c^2 = - \left[ x \frac{dv_g}{dP} + (v_g - v_e) \frac{dx}{dP} \right]_c^{-1}$$

mit  $P$  als Druck.

Der Index  $c$  bedeutet, dass die Größe am kritischen Punkt (dort wo die Schallgeschwindigkeit erreicht wird) auszuwerten ist. Diese Gleichung setzt ein homogenes Gemisch von flüssiger und dampfförmiger Phase voraus. Weiterhin wird nach /ABD 83/ angenommen:

$$\frac{dv_g}{dP} = - \frac{1}{\gamma} \frac{v_g}{P}$$

mit  $\gamma$  als Isentropenexponent und

$$\frac{dx}{dP} = N \frac{dx_E}{dP}$$

(Beziehung für Massentransfer im Ungleichgewichtszustand)

mit

$$x_E = \left[ \frac{s_0 - s_l}{s_g - s_l} \right]_e$$

wobei  $s_0$ ,  $s_g$  und  $s_l$  die spezifische Entropie vor Eintritt in den Riss sowie die spezifischen Entropien der Dampf- und der Flüssigkeitsphase sind und der Index E den Bezug auf den Gleichgewichtszustand anzeigt. N ist ein Proportionalitätsfaktor, der an Versuchsergebnisse angepasst wird.

$$N = 20 \quad \text{für } x_E < 0.05$$

$$N = 1.0 \quad \text{für } x_E \geq 0.05$$

Damit wird

$$G_c^2 = \left[ x \frac{v_g}{\gamma \cdot P} - (v_g - v_{l0}) \cdot N \frac{dx_E}{dP} \right]_c^{-1}$$

Die Werte für N gelten für die Ausströmung aus einem langen Rohr. Eine weitere Annahme bei der Berechnung der Gleichungen ist, dass der Dampfgehalt nach einer Exponentialfunktion den Wert für ein langes Rohr annähert.

$$x = x_{LT} \left\{ 1 - \exp \left[ -0.0523 \left( \frac{L}{d_h} - 12 \right) \right] \right\}$$

Die Konstante im Exponenten ist aus Messungen gewonnen worden und  $x_{LT} = N x_E$ .

Wenn entlang des Strömungspfades kein kritischer Zustand erreicht wird, d. h.  $G < G_C$ , dann errechnet sich die Durchflussmenge aus der Bernoulli-Gleichung zu

$$G = \sqrt{\frac{2\Delta P_f}{\nu_{l0}}}$$

Ein wesentlicher Unterschied zwischen einem realen Riss, der z. B. durch Spannungsrisskorrosion entstanden ist, und dem einfachen Modell eines eindimensionalen engen Strömungsweges besteht im Vorhandensein von Knicken im Strömungspfad.

Im hier verwendeten Modell werden Knicke von  $45^\circ$  und  $90^\circ$  mit berücksichtigt. Die Wirkung dieser Knicke wird als eine Erhöhung des  $L/d_h$ -Verhältnisses behandelt. Durch die Anpassung an Messergebnisse wurde der Beitrag je Knick zu  $L/d_h$  ermittelt. So wurde für  $45^\circ$  ein  $\Delta(L/d_h)$  von 26 und für  $90^\circ$  ein  $\Delta(L/d_h)$  von 50 eingesetzt.

Insbesondere bei Rissen in dünnwandigen Rohrleitungen ergibt sich bei der Anwendung des Modells manchmal die Schwierigkeit, dass die im Modell vorgegebene Bedingung  $L/d_h > 12$  nicht eingehalten wird. Für diesen Fall wird in /CHE 87/ folgendes Vorgehen vorgeschlagen. Zunächst wird die Leckrate  $G_{12}$  für eine vergrößerte Wanddicke (so groß, dass  $L/d_h > 12$  erfüllt ist) berechnet. Anschließend wird die aktuelle Leckrate abgeschätzt aus:

$$G = G_{12} \sqrt{(1.5 + 12 \cdot C_1) / \left(1.5 + C_1 \frac{t}{d_h}\right)}$$

$$C_1 = \frac{1}{\left[3.39 \log \frac{d_h}{R} - 0.866\right]^2}$$

$d_h$  ist der hydraulische Durchmesser,  $R$  die Rauigkeit der Rissflächen und  $t$  die Wanddicke.

#### 4.1.3.2 Pana-Modell

In dem Berechnungskonzept nach Pana /PAN 78/ werden je nach thermodynamischen Zustand des in den Riss einströmenden Fluids verschiedene Berechnungsmethoden verwendet. Ein Überblick über mögliche thermodynamische Zustände in den verschiedenen Bereichen wird in Tab. 4.1-1 gegeben. Für Lecks im Primärkreis eines DWR sind insbesondere die Bereiche II und III relevant.

Tab. 4.1-1 Berechnungsgrundlagen für verschiedene thermodynamische Zustände bei der Leckausströmung gemäß Pana-Konzept (aus /KEI 91/)

Gebiet	Ausgangszustand	Endzustand	Berechnungsgrundlage
I Kaltwassergebiet	einphasig Wasser mit $T_0 \leq T_S(p_u)$	einphasig Wasser mit $p_S = p_u$	Bernoulli-Gleichung
II Unterkühltes Gebiet	einphasig Wasser mit $T_0 \leq T_S(p_2)$	einphasig Wasser mit $p_S = p_S(T_0)$	Modifizierte Bernoulli-Gleichung
III Übergang ins Nassdampfgebiet	einphasig Wasser mit $T_0 > T_S(p_2)$	zweiphasig Wasser/Dampf	Erweiterte Theorie des Homogenen Gleichgewichtsmodells
IV Zweiphasengebiet	zweiphasig Wasser/Dampf		Homogenes Gleichgewichtsmodell
V Übergang ins überhitzte Dampfgebiet	zweiphasig Wasser/Dampf	einphasig Dampf	Erweiterte Theorie des Homogenen Gleichgewichtsmodells
VI Überhitztes Dampfgebiet	einphasig Dampf	einphasig Dampf	Theorie des reibungsbehafteten Ausströmens idealen Gases

mit  $T_0$  – Temperatur vor dem Eintritt ins Leck (Stagnationstemperatur)  
 $T_S$  – Sättigungstemperatur  
 $p_u$  – Umgebungsdruck im Bereich des Leckaustritts  
 $p_S$  – Enddruck des Fluids beim Austritt aus dem Strömungskanal  
 $p_S(T_0)$  – Sättigungsdruck für die Stagnationstemperatur

Nach der Beschreibung in /KEI 91/ ergibt sich beim Ausströmen von unterkühltem Wasser durch einen Riss gemäß der Untersuchungen von Pana /PAN 75/, /PAN 76/, /PAN 78/ ein Enddruck  $p_S$  beim Austritt aus dem Riss, der ungefähr dem Sättigungsdruck bei der Temperatur des Fluids vor dem Eintritt in den Strömungskanal (Stagnationstemperatur) entspricht, d. h.

$$p_2 = p_S(T_0)$$

Wenn man jetzt als die Strömung antreibendes Druckgefälle die Differenz aus Stagnationsdruck und dem sich an der Ausströmstelle einstellenden Druck  $p_s$  annimmt, so ergibt sich die sog. „modifizierte Bernoulli-Gleichung“ zu

$$G = \sqrt{\frac{2 \cdot [p_0 - p_s(T_0)] \cdot \rho_s(T_0)}{1 + \zeta}}$$

mit  $\rho_s(T_0)$  – Sättigungswert der Fluidichte bei Stagnationstemperatur  
 $\zeta$  – Strömungswiderstand

In /KEI 91/ und /JOH 87/ sind Betrachtungen zur Festlegung der Grenze zwischen Bereich II und III enthalten.

Das Pana-Modell ist bei der GRS sowohl als eigenständiges Fortran-Programm sowie als Modelloption in WinLeck /GRS 13a/ verfügbar.

#### 4.1.3.3 Vierfaktorenformel

In /GRS 99/ werden Ergebnisse von Nachrechnungen von über 100 Leckratenversuchen mit den damals bei der GRS verfügbaren vereinfachten Leckratenmodellen beschrieben. Dabei ergaben sich für die einzelnen Modelle teilweise gute Übereinstimmung mit den experimentellen Werten, teilweise aber auch große Unterschiede. Ausgehend von diesem Ergebnis wurde ein empirischer Modellansatz in Form einer Vier-Faktoren-Formel entwickelt, der bereits eine verbesserte Beschreibung der meisten Versuche ermöglicht. Dabei wird die Leckrate  $G$  folgendermaßen berechnet:

$$G = G_{IHEM} \cdot f_U \cdot f_R \cdot f_G$$

Die IHEM-Leckrate ( $G_{IHEM}$ ) ist die mit dem isentropen homogenen Gleichgewichtsmodell berechnete Ausströmrate (isentropic homogeneous equilibrium model IHEM), die dem bereits beschriebenen HEM entspricht (ohne Reibung). Die IHEM-Leckrate wird nach folgender Näherungsbeziehung ermittelt:

$$G_{IHEM} = 4613.58 \cdot \sqrt{10 \cdot p}$$

Dabei ist  $p$  der Druck des Fluids (in MPa) im Rohr vor der Ausströmung, die entsprechende Fluidtemperatur ist  $T$  (°C).

Die restlichen Faktoren werden durch Anpassung an die betrachteten Versuche festgelegt. Der Unterkühlungsfaktor  $f_U$  gibt den Einfluss des Unterkühlungsgrades wieder, der Rauigkeitsfaktor  $f_R$  hängt von der Rauigkeit der Rissoberflächen ab und der Grenzschichtfaktor  $f_G$  wird von der Aufweitung des Risses bestimmt. Die Faktoren werden nach folgenden Beziehungen berechnet:

$$f_U = 1 + \sqrt{\frac{T_{sat} - T}{60}}$$

$T_{sat}$  ist die zum Druck  $p$  gehörige Sättigungstemperatur. Ist  $T$  größer als  $T_{sat}$ , wird  $f_U = 1$  gesetzt.

$$f_R = 1 - \left( \frac{K \cdot 0.001}{COD} \right)^{0.25}$$

$K$  ist hierbei die Rauigkeit der Rissoberfläche (in  $\mu\text{m}$ ) und  $COD$  die Rissöffnung (dabei wird eine rechteckige Rissöffnungsfläche angenommen). Ist  $COD$  sehr klein, muss kontrolliert werden, ob  $f_R$  negativ wird. In diesem Fall wird eine Fehlermeldung ausgegeben und der Programmablauf gestoppt.

$$f_G = \frac{1}{COD} \cdot \left( COD - \frac{0.4 \cdot (COD - 0.1)}{0.9} \right)$$

Ist  $COD < 0.1$ , wird  $f_G = 1$  gesetzt. Wenn  $COD > 1$  gilt, wird  $f_G$  aus  $f_G = (COD - 0.4)/COD$  berechnet.

Zur Ermittlung der üblicherweise verwendeten Leckrate (in kg/s) muss  $G$  noch mit der Rissöffnungsfläche  $A$  multipliziert werden.

#### 4.1.3.4 Leckratenprogramm von Vattenfall

Im Rahmen der Arbeit an der kerntechnischen Regel KTA 3206 /KTA 13/ ist von Vattenfall auf der Basis des homogenen Gleichgewichtsmodells ein Leckratenprogramm

/VAT 11a/, /VAT 11b/ entwickelt und den Mitgliedern des Arbeitsgremiums KTA 3206 zur Verfügung gestellt worden. Das Programm ist in Mathcad /MAT 04/ geschrieben und verwendet einige externe Routinen für Wasser-/Dampfeigenschaften /ZIT 97/.

Das Programm wurde ursprünglich dafür entwickelt, dass Anwender der KTA 3206, die nicht über ein eigenes Leckratenprogramm verfügen, mit dem Vattenfall-Programm leicht die erforderlichen Berechnungen durchführen können.

Zu beachten ist dabei jedoch, dass eine Qualifizierung des Programms durch Nachrechnungen von Experimenten von Vattenfall nicht durchgeführt wurde und die Weiterentwicklung eingestellt wurde. Daher hat GRS in Absprache mit dem Entwickler das Programm in WinLeck integriert und mit der Validierung des Programms begonnen (siehe Abschnitt 4.1.3.5).

#### **4.1.3.5 WinLeck**

Vor einigen Jahren wurde beschlossen zur Vereinfachung der Handhabung der bei der GRS verwendeten vereinfachten bruchmechanischen Methoden und Leckratenberechnungsverfahren ein interaktives PC-Programm zur gemeinsamen Nutzung verschiedener Methoden zu entwickeln. Seinerzeit wurde beschlossen, das Programm mit Visual Basic kombiniert mit Fortran-Programmen zu realisieren.

WinLeck enthält Teile zur Ermittlung kritischer Risslängen für wanddurchdringende Risse in Umfangs- und Längsrichtung in Rohren, zur Abschätzung von Versagensdrücken von Oberflächenrissen in Rohren, zur Bestimmung der Leckflächen von Durchrisen und Möglichkeiten zur Leckratenberechnung mit Henry- und Pana-Modell sowie nach der 4-Faktoren-Formel.

Kürzlich durchgeführte Nachrechnungen von Leckratenexperimenten haben einige Verbesserungsmöglichkeiten von WinLeck aufgezeigt.

Um diese zu berücksichtigen war es günstiger zu einer Programmierung in Java zu wechseln, statt an der bisherigen Visual Basic Variante festzuhalten. Ein Festhalten an der Visual Basic Variante hätte Änderungen am Programmcode notwendig gemacht, damit die Lauffähigkeit auf aktuellen MS-Windows Versionen gewährleistet gewesen wäre. Die Programmierung in Java bietet Vorteile, die im Folgenden kurz erläutert werden. Die Plattformunabhängigkeit von Java ermöglicht die Lauffähigkeit von WinLeck

auf unterschiedlicher Hardware und die Portierbarkeit auf aktuelle und zukünftige Betriebssystemen, ohne dass Änderungen am Programmcode vorgenommen werden. In Hinblick auf zukünftige Erweiterungen des Programms WinLeck sind die Vorteile der Objektorientierung und Parallelisierung von Berechnungsroutinen in Java erwähnenswert. Diese ermöglichen eine strukturierte Programmierung und die parallele Ausführung von Programmteilen. In diesem Zusammenhang ist erwähnenswert, dass die Berechnungsroutinen der Leckflächen- und Leckratenberechnungen aus Fortran-Programmen erstellt wurden. Eine vollständige Parallelisierung der Berechnungen würde eine Portierung der Berechnungsroutinen nach Java benötigen.

Im Folgenden wird kurz die neue, mit Java erstellte Oberfläche von WinLeck erläutert. Im Vergleich zur alten WinLeck-Version wurde die Anzahl der Eingabefenster signifikant reduziert, indem mehr relevante Eingaben auf der gleichen Eingabemaske dargestellt werden können und benötigte Eingabedaten in geeigneten Kategorien zusammengefasst wurden.

Über den Button „Werte“ können die Eingabewerte, die bei der letzten Benutzung des Programms eingegeben und gespeichert wurden, aus einer Datei eingelesen werden und die Eingabefelder mit den entsprechenden Werten belegt werden. Die Möglichkeit zum Einlesen von Daten aus einer Datei ermöglicht eine erhebliche Vereinfachung bei einer größeren Anzahl von ähnlichen Berechnungen.

In Abb. 4.1-2 bis Abb. 4.1-4 sind die Eingabemasken der neuen WinLeck-Version dargestellt. Die Eingabemaske 1 (Abb. 4.1-2) erfasst die Eingabedaten von Rohrgeometrie, Belastungen, Werkstoffkennwerten, Werkstoffverhalten und der Rissform.

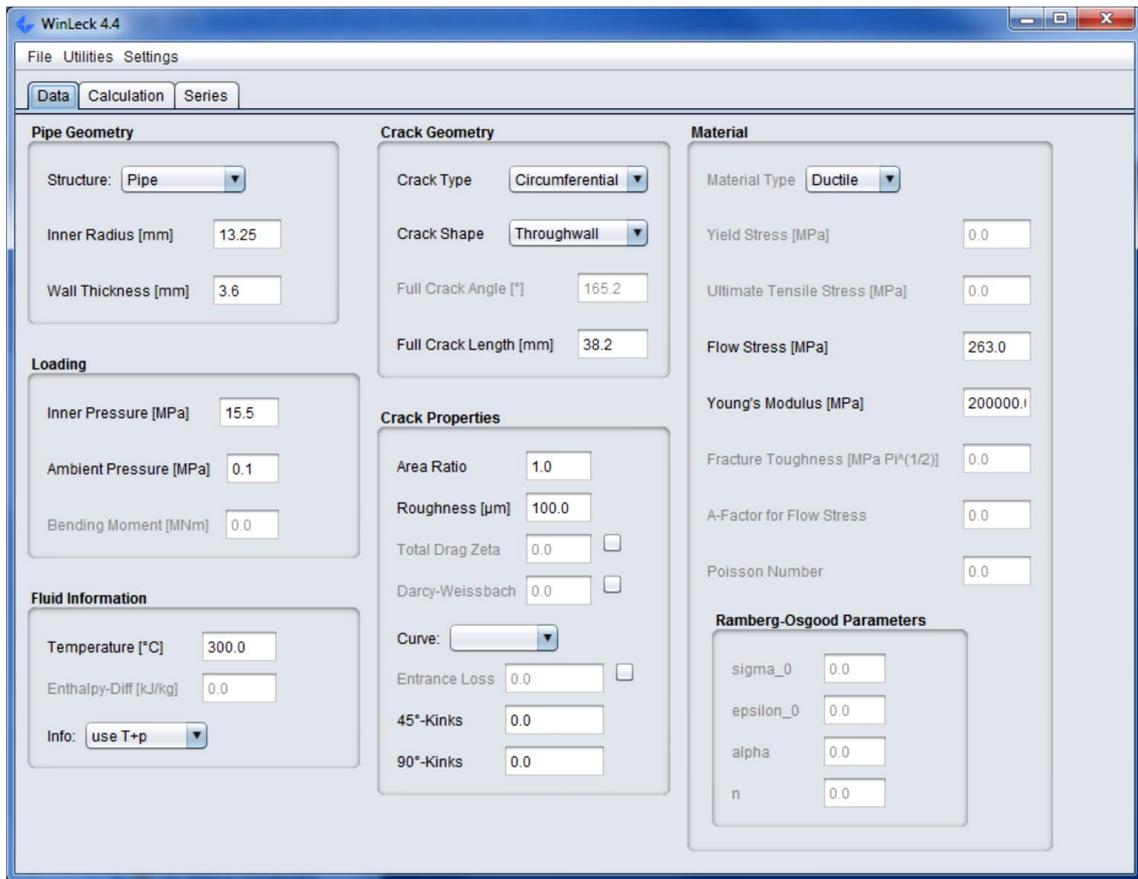


Abb. 4.1-2 Menü für die Eingabedaten in WinLeck (Version 4.4)

Es sind Eingaben bezüglich der Berechnung der kritischen Risslänge und des verwendeten Verfahrens zur Berechnung der Leckfläche möglich. Es stehen insgesamt drei Verfahren zur Leckflächenberechnung zur Verfügung: Bruch-Mechanik-Handbuch (BMH) /KUM 84/, Wüthrich /WUE 83/ und Siemens KWU /KAS 81/.

Die zusätzlichen Angaben entsprechender Konstanten zur Berechnung der kritischen Risslänge, die in der Eingabebox „Ramberg-Osgood Parameter“ erfasst werden, können nur vom Berechnungsverfahren der Leckfläche nach dem Bruch-Mechanik-Handbuch (BMH) berücksichtigt werden.

In der zweiten Eingabemaske (Abb. 4.1-3) werden sowohl die Verfahren der Leckflächen- und Leckratenberechnung als auch zusätzliche Eingaben für die Berechnung bezüglich Druckbelastung, Temperatur und Geometrie erfasst. Als mögliche Verfahren zur Leckratenberechnung stehen drei Verfahren zur Verfügung: Henry (EPRI) /HEN 70/, Pana (GRS) /PAN 75/ und Müller (GRS) /GRS 99/.

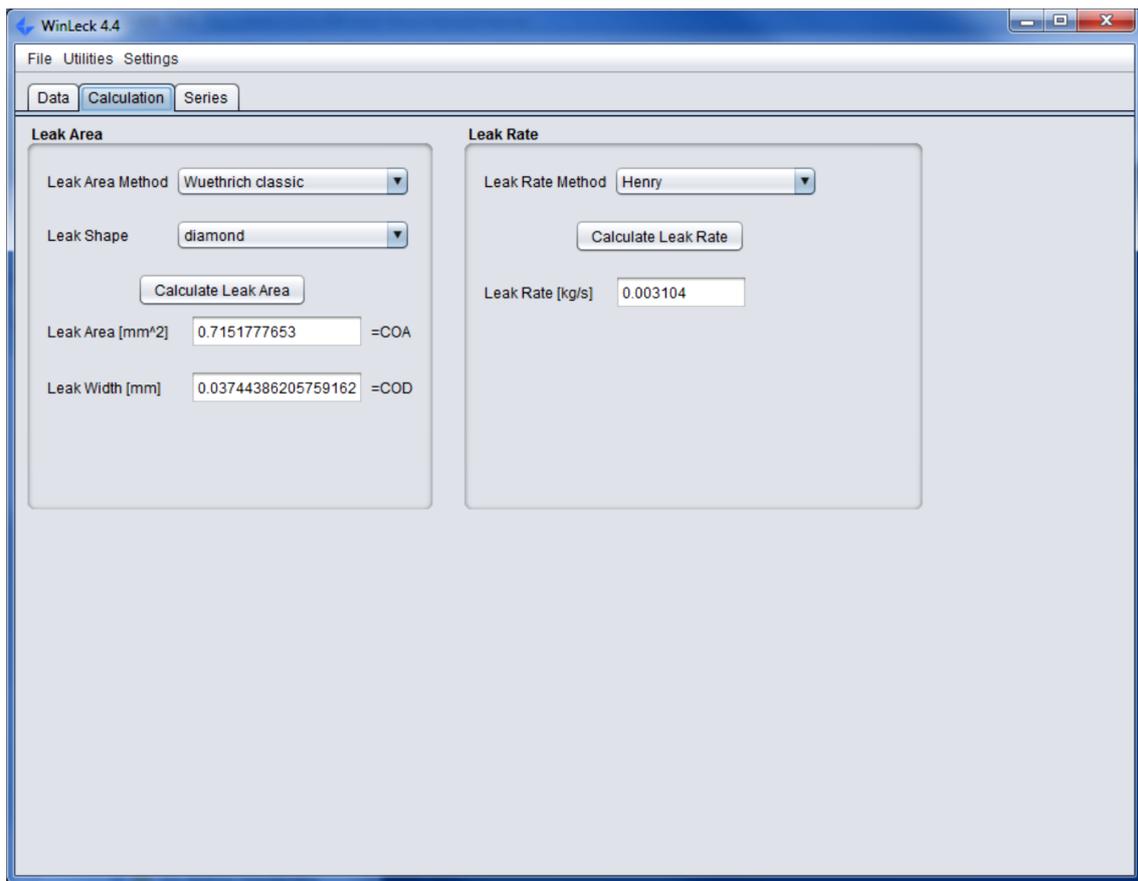


Abb. 4.1-3 Menü für Berechnungen in WinLeak (Version 4.4)

In Abb. 4.1-4 ist das Menü für Parameterstudien dargestellt. Dabei kann z. B. ein Parameter in einem Intervall variiert werden, während die anderen Parameter konstant bleiben. Es werden die berechneten Werte für die Leckflächen und Leckraten in einem spezifizierten Ausgabefile ausgegeben. Hierbei werden ausschließlich die im Vorfeld ausgewählten jeweiligen Verfahren für die Leckflächen- und Leckratenberechnung berücksichtigt.

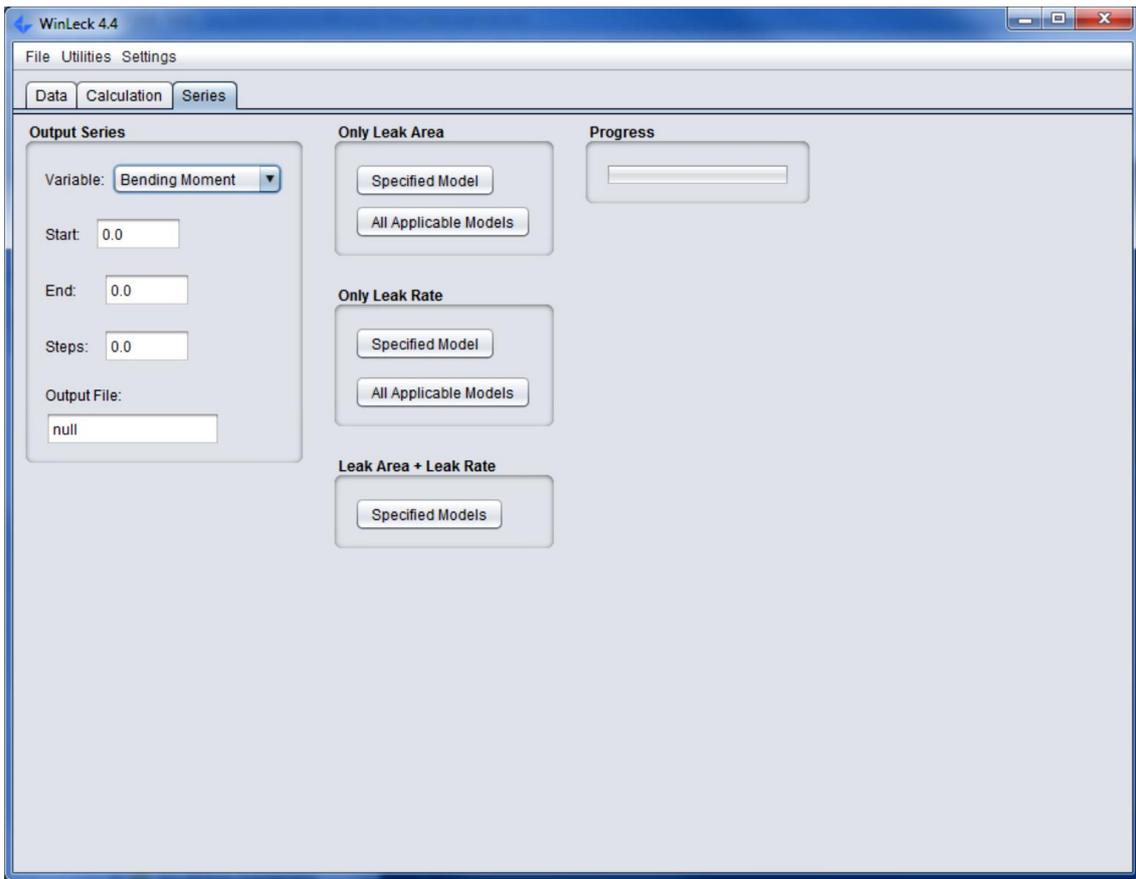


Abb. 4.1-4 Menü für Parameterstudien mit WinLeck (Version 4.4)

Die Leistungen von WinLeck (Version 4.4) wurden in einem Benutzerhandbuch /GRS 13a/ zusammengefasst.

## 5 Auswahl geeigneter Leckratenexperimente

Die Suche nach Leckratenexperimenten mit rissartigen Lecks ergab, dass zahlreiche Versuche in den 80er und 90er Jahren durchgeführt wurden, aber in den ausgewerteten Publikationen die Angaben zur Geometrie des Versuchsaufbaus und den physikalischen Zustandsgrößen für „best-estimate“ Strömungssimulationen nicht ausreichend sind. Es wurden meist nur Druck und Temperatur an wenigen Punkten im Versuchsaufbau gemessen. Auch fehlten Angaben zum Dampfvolumenteil und der Partikelgeschwindigkeit im Strömungsgebiet, wie sie für einen Vergleich mit den geplanten 3D-Strömungssimulationen (CFD) notwendig gewesen wären. Daher wurden entsprechende CFD-Simulationen zunächst zu Versuchen an einer Venturidüse (siehe Abschnitt 7) durchgeführt.

In den folgenden Abschnitten sind ausgewählte Leckratenversuche mit rissartigen Lecks beschrieben. Die im Folgenden beschriebenen Versuche bilden eine Datenbasis für die Qualitätssicherung vereinfachter Leckratenmodelle und wurden dafür genutzt. Diese Arbeiten sind im Abschnitt 6 beschrieben. Insgesamt verfügt diese experimentelle Basis über mehr als 600 Ergebnispunkte, die die in Kernkraftwerken üblichen thermo-dynamischen Zustände gut abbilden.

### 5.1 Leckratenversuche am KfK

Grundlage der Beschreibung bilden der Bericht /JOH 87/ und die Publikation /JOH 88/. Der Versuchsaufbau bietet auch die Möglichkeit den Strömungswiderstand  $\zeta$  der verschiedenen Leckgeometrien aus Messungen zu bestimmen. Die insgesamt 16 Leckgeometrien mit rechteckförmigem Leckquerschnitt unterscheiden sich durch die Leckaufweitung sowie die Rauigkeit der Rissoberflächen. Dagegen sind Risslänge (80 mm) und Wanddicke (Strömungslänge 46 mm) jeweils gleich.

#### 5.1.1 Messungen zur Bestimmung des Strömungswiderstands

Bei der Bestimmung des Strömungswiderstands  $\zeta$  werden die thermodynamischen Parameter so eingestellt, dass eine einphasige Ausströmung erfolgt. Dann gilt folgende Beziehung:

$$\zeta = \frac{(p_0 - p_u) \cdot A^2 \cdot \rho \cdot 2}{\dot{m}^2} - 1$$

Hierbei sind  $\rho$  die mittlere Dichte,  $p_0$  und  $p_u$  die Drücke am Eingang und Ausgang des Lecks und  $A$  der Strömungsquerschnitt. Die ermittelten  $\zeta$ -Werte sind in Tab. 5.1-1 zusammen mit wesentlichen Geometriedaten dargestellt.

Tab. 5.1-1 Daten ausgewählter Leckratenversuche am KfK

Probe	Leckauf- weitung [mm]	Rauhigkeit R [ $\mu\text{m}$ ]	experimentell ermit- telter Strömungs- widerstand $\zeta$	berechneter Strömungs- widerstand $\zeta_f$
2.204	0.25	5	3.2	3.5
2.13A	0.35	70	18.1	6.7
2.24A	0.26	70	23.0	10.7
3.13A	0.35	70	15.3	6.7
3.24A	0.39	70	8.1	5.7
3.13B	0.43	150	15.2	7.6
3.24B	0.48	150	11.2	6.3
2.13B	0.32	150	38.2	12.5
4.24B	0.58	150	8.3	4.7
2.15R	0.44	240	85	10.2
3.15R	0.54	240	43	7.1
4.15R	0.64	240	23.5	5.4
2.24C	0.25	100	28.2	14.3
3.13C	0.43	100	7.8	5.9
4.13C	0.55	100	6.4	4.0
2.24D	0.28	50	7.5	7.8

Fast alle Proben enthalten Rissoberflächen mit künstlich eingestellter Rauigkeit, lediglich bei denjenigen mit einem R in der Probenbezeichnung sind Ausschnitte aus realen Rissen für die Begrenzung des Strömungsweges verwendet worden.

In der einschlägigen Literatur ist es üblich, den aus Messungen bestimmten  $\zeta$ -Werten berechnete Werte gegenüberzustellen. Dazu wird angesetzt:

$$\zeta = \zeta_{\text{ein}} + \zeta_f$$

Für den Eintrittsterm  $\zeta_{\text{ein}}$  wird meist der Wert 0.5 angenommen und für den Reibungsterm  $\zeta_f$  wird angesetzt:

$$\zeta_f = \lambda \cdot \frac{t}{d_h}$$

Dabei sind  $t$  die Wanddicke,  $d_h$  der zuvor eingeführte hydraulische Durchmesser und der Widerstandsbeiwert  $\lambda$  wird z. B. gemäß /JOH 87/ berechnet aus:

$$\lambda = \left( 3.39 \cdot \log \frac{d_h}{R} - 0.866 \right)^{-2}$$

Die in der Formel gegebenen Zahlenwerte sind aus den experimentell bestimmten  $\zeta$ -Werten mittels einer Ausgleichsrechnung abgeleitet. In der KTA 3206 ist eine Grenzkurve für den Widerstandsbeiwert  $\lambda$  als Funktion von hydraulischem Durchmesser und Rissrauigkeit auf Basis verfügbarer experimenteller Ergebnisse festgelegt. Untersuchungen dazu sind in /GRS 13c/ enthalten.

### 5.1.2 Messwerte für Leckraten

Die für die verschiedenen Proben gemessenen Leckratenwerte weisen eine große Bandbreite für die thermodynamischen Stagnationswerte vor dem Leck aus. Während der Druck zwischen 4 und 12 MPa variiert, werden Temperaturwerte von etwa 190 bis 320 °C eingestellt, womit Unterkühlungswerte von 2 bis 60 °C erreicht werden.

Die Leckratenmessungen wurden seinerzeit schon benutzt, um Berechnungsergebnisse vereinfachter Modelle damit zu vergleichen. Als Beispiel ist in Abb. 5.1-1 ein Ergebnis aus /JOH 87/ wiedergegeben. Bei der Berechnung der Werte mit dem Panna-Modell sind auch die verwendeten  $\zeta$ -Werte gemäß obiger Formeln berechnet worden.

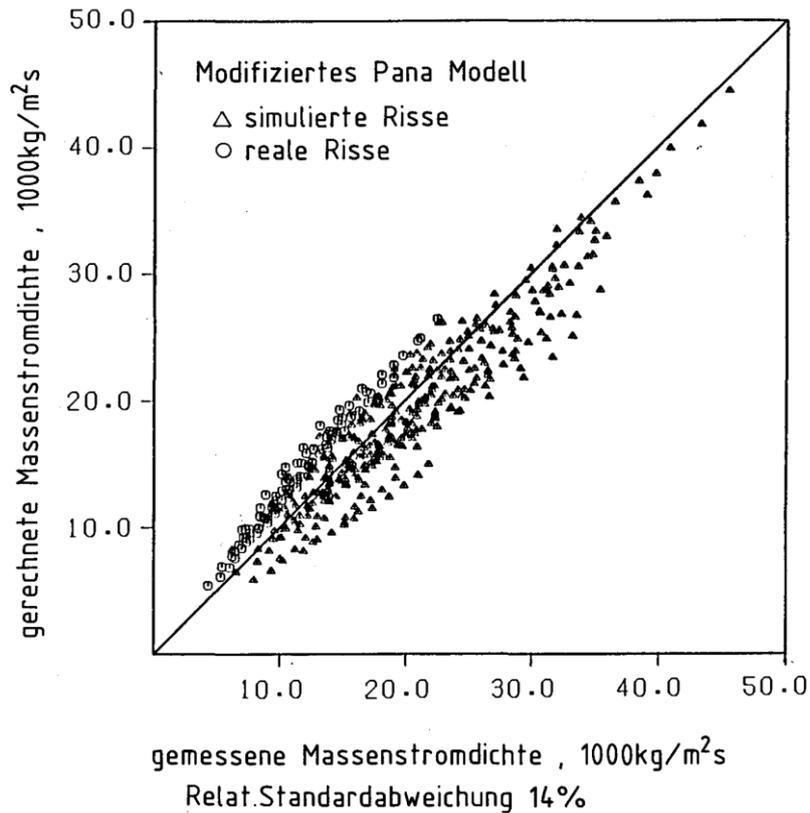


Abb. 5.1-1 Mit dem Pana-Modell berechnete Massenstromdichten über Versuchswerten (aus /JOH 87/)

Die Abweichungen zwischen Messung und Rechnung entsprechen nach unserer Erfahrung dem üblichen Stand der Wissenschaft.

## 5.2 Leckratenversuche der KWU

Etwa zur gleichen Zeit wie am KfK wurde bei der damaligen Kraftwerkunion (KWU) eine Reihe von Leckratenversuchen durchgeführt, die ebenfalls zur Überprüfung der vereinfachten Verfahren verwendet werden können. Leider stehen uns die originalen Messwerte nicht zur Verfügung. Daher wurden Messwerte aus grafischen Darstellungen der gemeinsamen Veröffentlichung von KWU und KfK abgeleitet /KEF 88/.

In den Versuchen der KWU wurden 7 verschiedene, feste Leckgeometrien betrachtet, in Tab. 5.2-1 sind wesentliche Daten zusammengestellt.

Tab. 5.2-1 Daten ausgewählter Leckratenversuche der KWU

Leck Nr.	Herstellungsart	Rissbreite 2c [mm]	Rissweite b [mm]	Risstiefe t [mm]	Rauhigkeit R [ $\mu\text{m}$ ]
1	Bohrung	1.5	1.5	33	6
2	Funkenerosion	40	0.325	30	29.5
3	Funkenerosion	19	0.325	30	29.5
4	Funkenerosion	19	0.31	30	23.7
5	Funkenerosion	20	0.315	10	13.9
6	Zug- /Biegebeanspruchung	108	0.097	30	40.5
7	Zug- /Biegebeanspruchung	108	0.129	10.3	32.1

Der Stagnationsdruck wurde hier zwischen 2 und 16 MPa variiert, wobei die Unterkühlung des einströmenden Fluids im Bereich zwischen 2 und 65 °C lag.

### 5.2.1 Experimentelle Ermittlung des Strömungswiderstands

Auch bei den KWU-Versuchen wurden einphasige Ausströmungen zur Ermittlung des Strömungswiderstands betrachtet. In Abb. 5.2-1 sind aus den KWU-Ergebnissen abgeleitete Widerstandsbeiwerte  $\lambda$  zusammen mit den aus den KfK-Versuchen ermittelten Werten dargestellt.

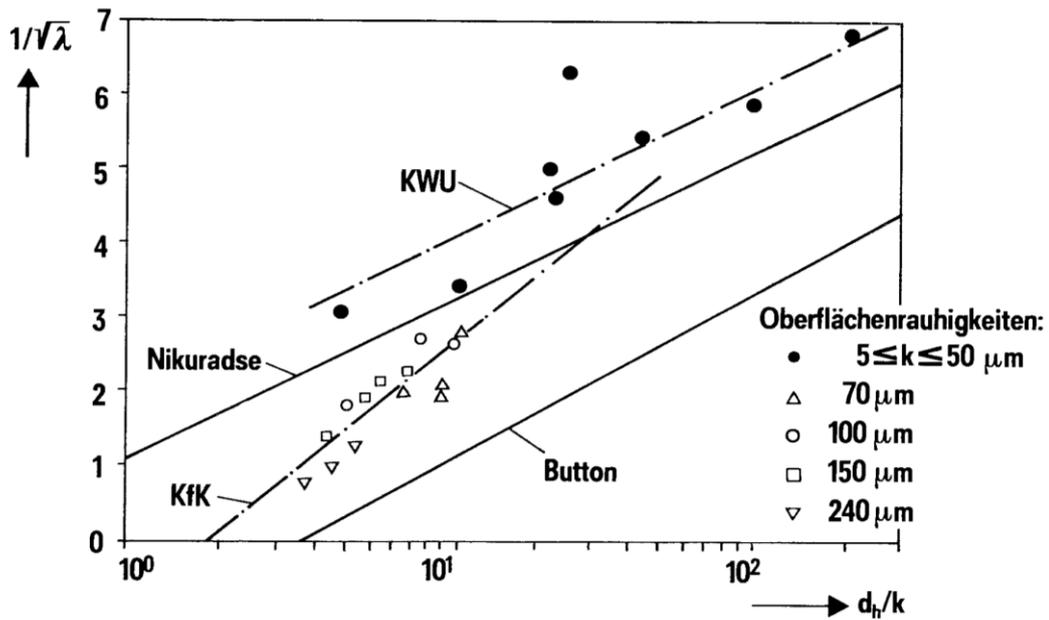


Abb. 5.2-1 Experimentell ermittelte Widerstandsbeiwerte  $\lambda$  über dem Quotienten aus dem hydraulischen Durchmesser und der Rissflächenrauigkeit (hier  $k$ , Bild aus /KEF 88/)

Eine Zusammenstellung der  $\lambda$ - und  $\zeta$ -Werte für die KWU-Versuche ist in Tab. 5.2-2 gegeben.

Tab. 5.2-2 Experimentelle Risswiderstandswerte

Leck Nr.	$\lambda$	$\zeta$
1	$2.14 \cdot 10^{-2}$	0.97
2	$4.66 \cdot 10^{-2}$	2.67
3	$4.00 \cdot 10^{-2}$	2.38
4	$2.51 \cdot 10^{-2}$	1.73
5	$3.34 \cdot 10^{-2}$	1.04
6	$1.04 \cdot 10^{-1}$	16.6
7	$8.54 \cdot 10^{-2}$	3.91

Hierbei wird für den Zusammenhang zwischen  $\lambda$  und  $d_h/R$  die folgende Beziehung verwendet:

$$\lambda = \left( 2 \cdot \log \frac{d_h}{R} + 1.19 \right)^{-2}$$

### 5.2.2 Ausgewählte Messwerte für Leckraten

Für eine Leckgeometrie (Leck Nr. 2 aus Tab. 5.2-3) konnten die Leckratenmesswerte der KWU aus /KEF 88/ (siehe Abb. 5.2-2) abgeleitet werden.

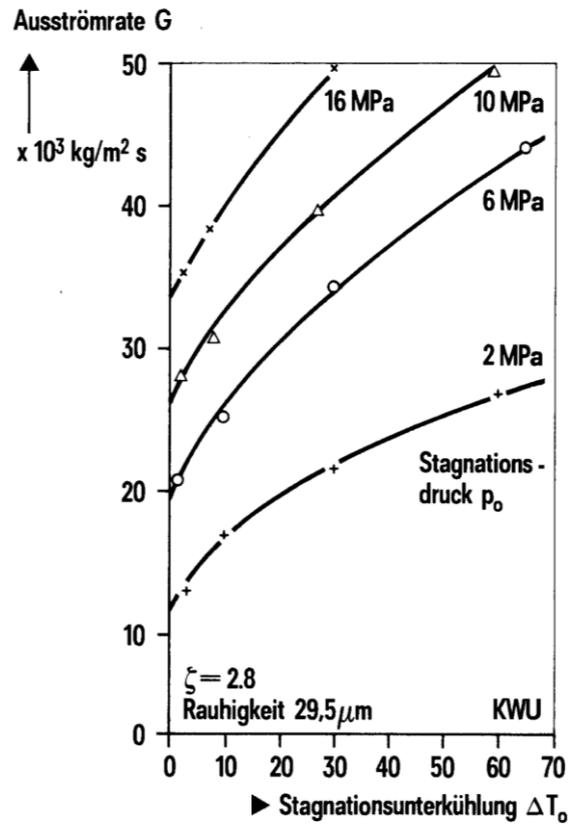


Abb. 5.2-2 Messergebnisse aus /KEF 88/ für Leck Nr. 2

Eine Zusammenstellung der aus der Grafik ermittelten Zahlenwerte ist in Tab. 5.2-3 gegeben.

Tab. 5.2-3 Derzeit verwendbare KWU-Leckratenmesswerte

Stagnationsdruck $p_0$ [MPa]	Stagnationstemperatur $T_0$ [°C]	Unterkühlung [°C]	Ausströmrates $G$ [ $\text{kgs}^{-1}\text{m}^{-2}$ ]	Massenstrom $\dot{m}$ [ $\text{kgs}^{-1}$ ]
2	209.4	3	12970	0.17
2	202.4	10	16940	0.22
2	182.4	30	21610	0.28
2	153.3	59.2	26770	0.35
6	274.0	1.7	20970	0.27
6	265.6	10	25320	0.33
6	245.6	30	34350	0.45
6	211.5	64.2	44030	0.57
10	309.4	1.7	28060	0.37
10	302.7	8.3	30810	0.40
10	284.0	27.1	39680	0.52
10	251.9	59.2	49350	0.64
16	344.5	2.9	35320	0.46
16	340.4	7.1	38390	0.50
16	317.4	30	49680	0.65

### 5.3 Leckratenversuche im Rahmen des PHDR

Bei der Durchsicht der im Rahmen des Projekts Heiß-Dampf-Reaktor (PHDR) erzielten Leckratenergebnisse wurden von den 10 untersuchten Versuchskonfigurationen zwei Fälle (E22.05 und E22.22) ausgewählt, da die entsprechenden Rissöffnungs- und Massenstrom-Ergebnisse plausibel erscheinen. Abb. 5.3-1 zeigt schematisch die Versuchsanordnung.

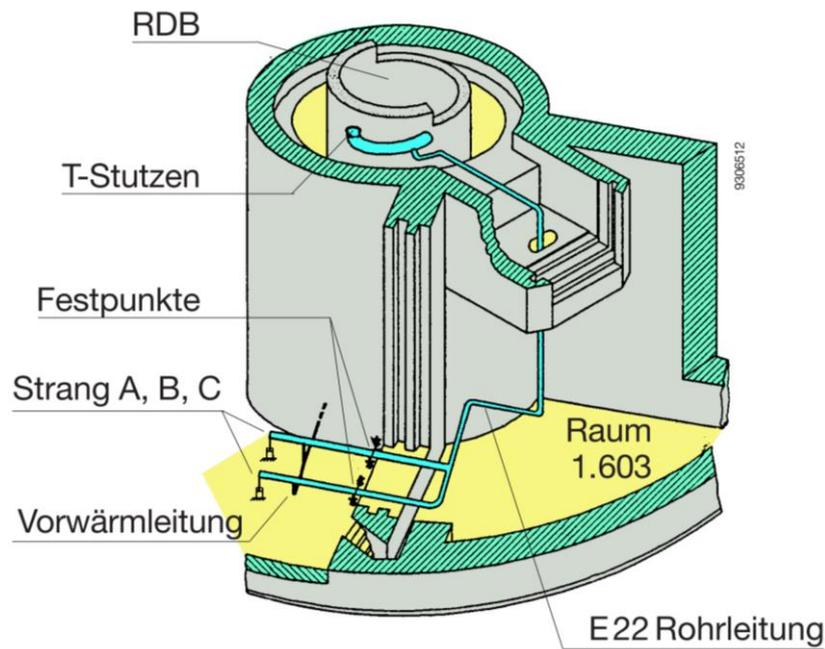


Abb. 5.3-1 Schematische Darstellung der Versuchsanordnung der PHDR-Versuchsgruppe E22

Beim Versuch E22.05 (siehe Abb. 5.3-2) wird ein Umfangsdurchriss in einem Geradrohrabschnitt DN 80 untersucht, bei E22.22 ein Umfangsdurchriss in einem 90°-Krümmer DN 80. In beiden Fällen wurde der Durchriss ausgehend von einer Anfangskerbe durch zyklische Belastung bis zum Wanddurchtritt vergrößert. Dies wurde bei der MPA Stuttgart durchgeführt und ist in /MPA 91/, /MPA 91a/, /MPA 91b/ und /MPA 92/ dokumentiert. Die Rissabmessungen nach dem Versuch wurden bei E22.05 mit einem Umfangswinkel von 128° innen und 93° außen ermittelt (siehe Abb. 5.3-3), die entsprechenden Werte bei E22.22 betragen 41° und 80°. Beide Probestücke wurden aus dem austenitischen Stahl X 10 CrNiMoTi 18 9 gefertigt, die Wanddicken betragen 5.6 bzw. 15 mm. Die Versuche wurden mit Innendruckbelastung (10.5 MPa) und wechselnden Biegebeanspruchungen durchgeführt, die Fluidtemperatur vor dem Risseintritt betrug jeweils 304 °C, d. h. die Unterkühlung betrug 11 °C.

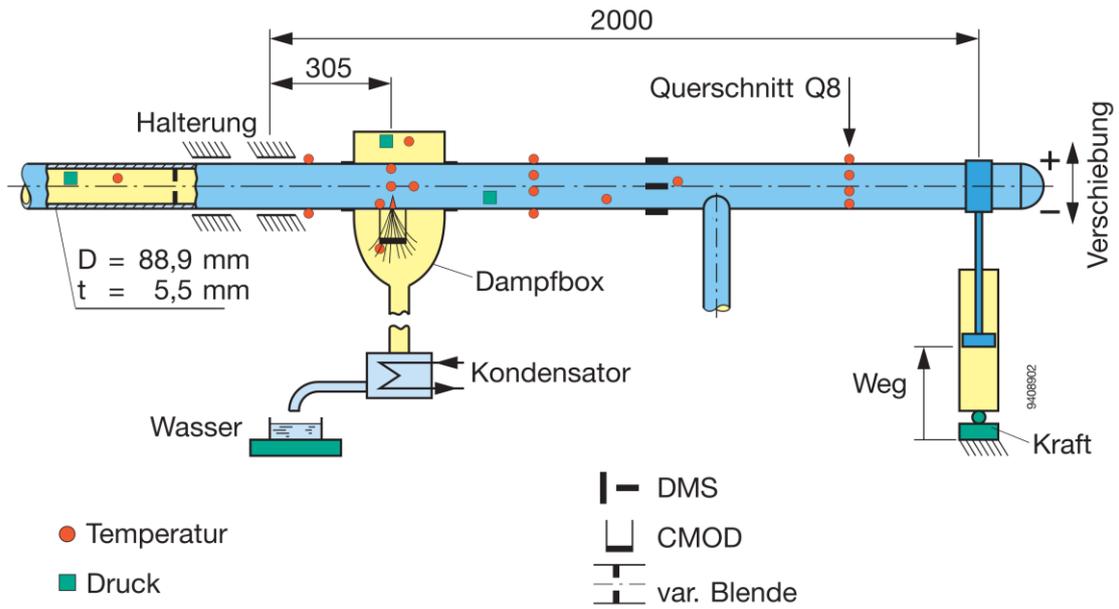


Abb. 5.3-2 Messtechnik beim Versuch E22.06 (E22.05 entsprechend)

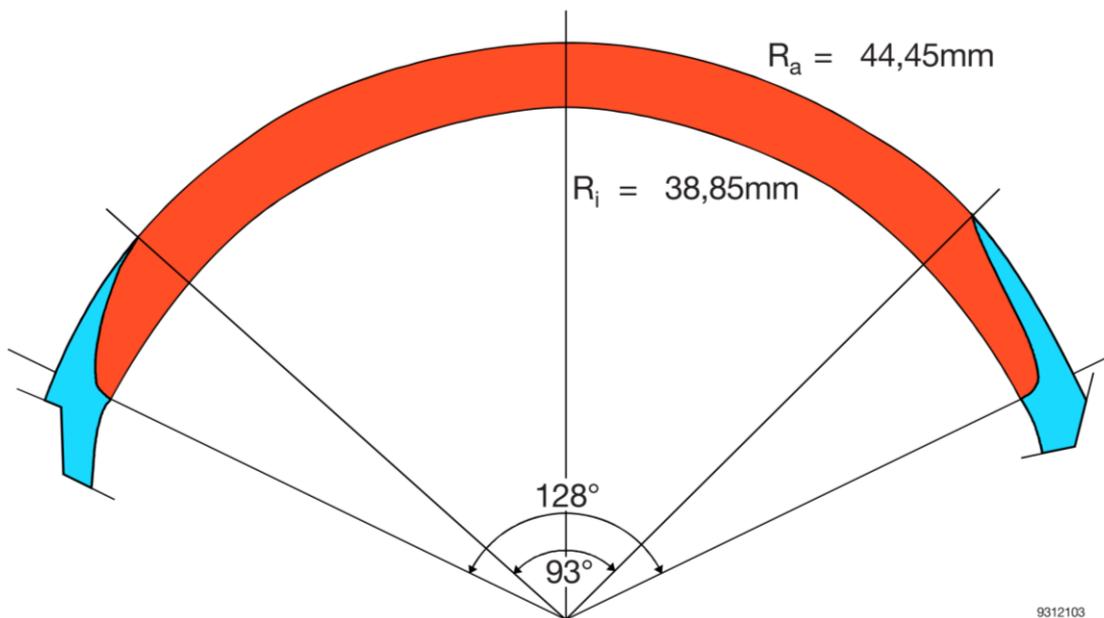


Abb. 5.3-3 Form des Durchrisses beim Versuch E22.05 (nach /MPA 91a/)

Die ausgewerteten Versuchsergebnisse sind in Abb. 5.3-4 bis Abb. 5.3-6 dargestellt. Die Diagramme sind /GRS 94/ entnommen. Ausgewertet wurden zueinander gehörige Rissöffnungs- und Massenstromwerte zu Zeitpunkten, wo während der jeweiligen Konstantlastphase auch Rissöffnung und Massenstrom etwa konstante Werte zeigen.

Tab. 5.3-1 und Tab. 5.3-2 geben die ausgewerteten Werte wieder. Neben der Versuchszeit, zu der ausgewertet wurde, sind die gemessenen Rissöffnungswerte  $COD_m$  und Massenströme  $(dm/dt)_m$  sowie die bei E22.05 für die Außenwand ermittelte Leckfläche  $A_a$  (unter der Annahme einer elliptischen Rissfläche bestimmt) eingetragen. Da beim Fall E22.22 der Riss an der Krümmerinnenseite wesentlich kürzer ist, wird hier die Leckfläche an der Rohrinneinnenseite  $A_i$  betrachtet. Die an der Außenseite gemessene Rissöffnung  $COD_m$  wird in eine Rissöffnung  $COD_i$  umgerechnet. Die Spalte  $COD_r$  gibt die Schlitzweiten bei Annahme rechteckiger Ausströmflächen an.

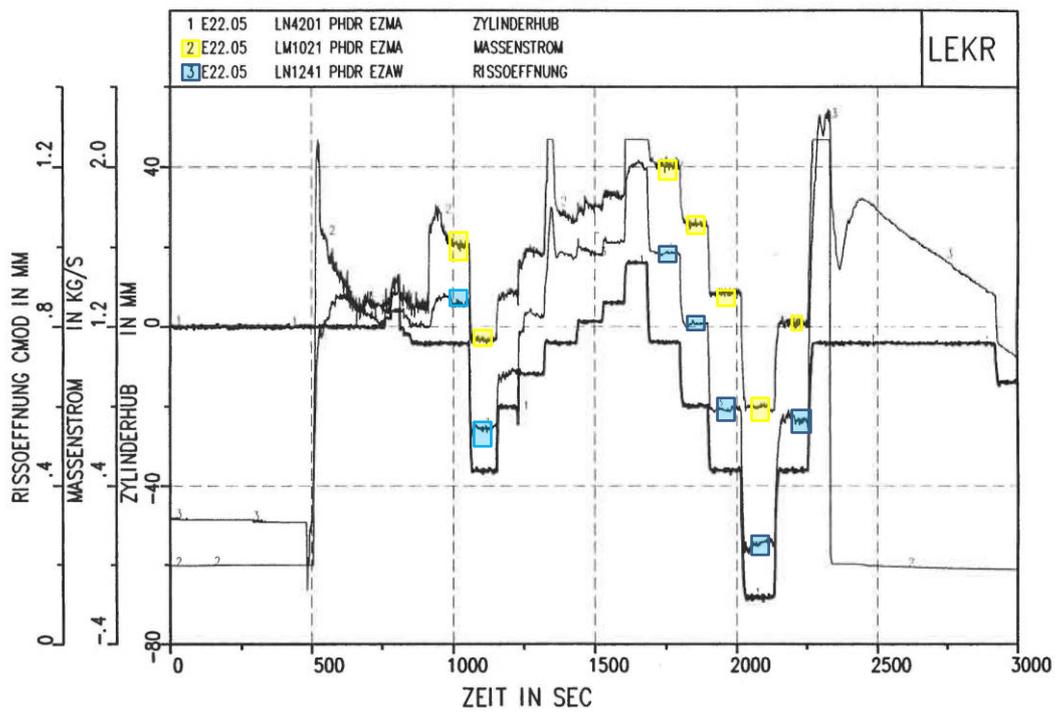


Abb. 5.3-4 Messergebnisse für den Versuch E22.05 (nach /GRS 94/, gelbe Markierung: Massenstrom, blaue Markierung: COD)

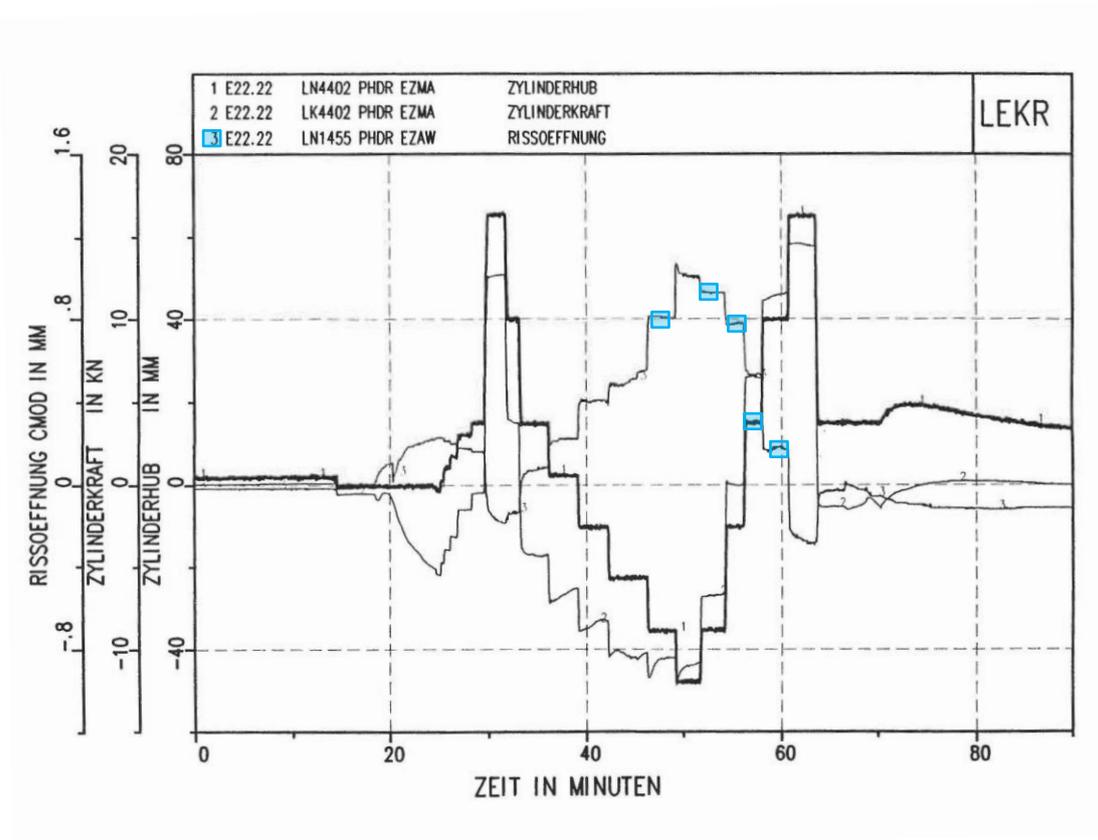


Abb. 5.3-5 Messergebnisse für den Versuch E22.22 (nach /GRS 94/, blaue Markierung: COD)

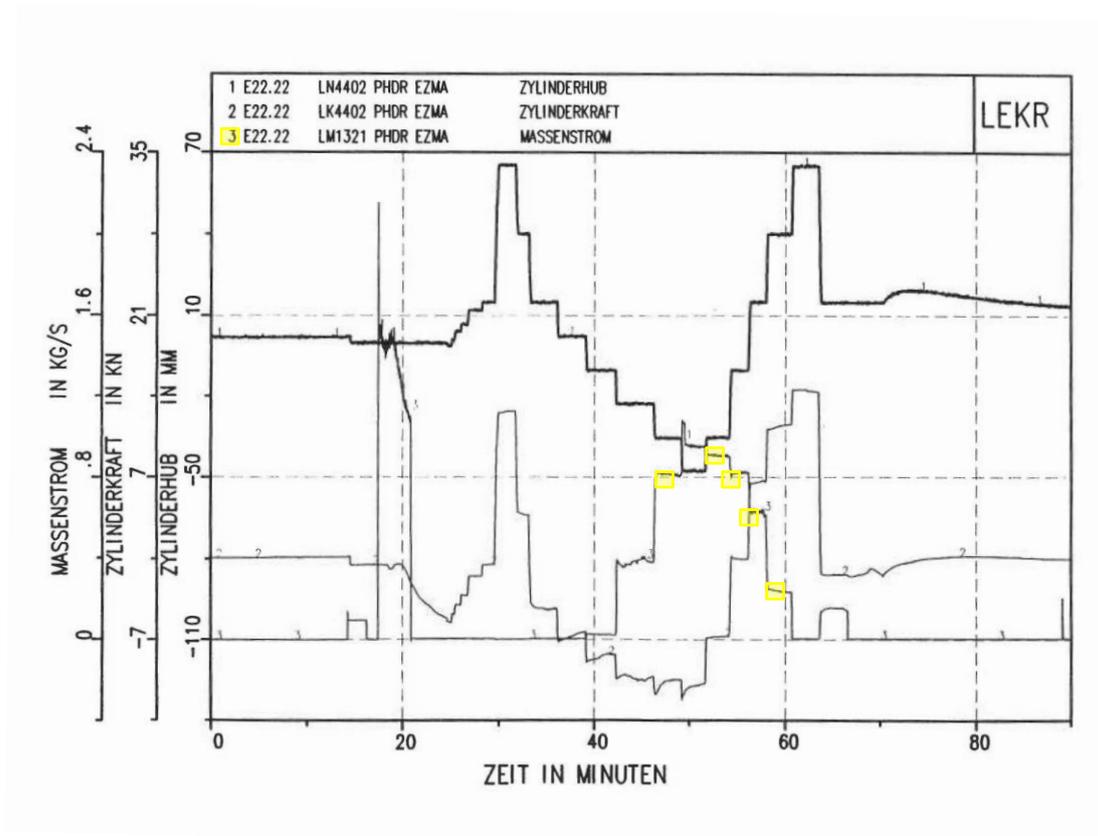


Abb. 5.3-6 Messergebnisse für den Versuch E22.22, Fortsetzung (nach /GRS 94/, gelbe Markierung: Massenstrom)

Tab. 5.3-1 Ausgewählte Ergebnisse für E22.05

Zeit [s]	COD <sub>m</sub> [mm]	(dm/dt) <sub>m</sub> [kg/s]	A <sub>a</sub> [mm <sup>2</sup> ]	COD <sub>r</sub> [mm]
1050	0.86	1.6	48.7	0.68
1750	0.99	2.0	56.1	0.78
1875	0.80	1.7	45.3	0.63
2000	0.59	1.4	33.4	0.46
2125	0.12	0.8	6.8	0.09
2250	0.71	1.2	40.2	0.56

Tab. 5.3-2 Ausgewählte Ergebnisse für E22.22

Zeit [min]	COD <sub>m</sub> [mm]	(dm/dt) <sub>m</sub> [kg/s]	COD <sub>i</sub> [mm]	A <sub>i</sub> [mm <sup>2</sup> ]	COD <sub>r</sub> [mm]
46.5	0.82	0.82	0.59	12.8	0.46
52.0	0.93	0.92	0.67	14.5	0.53
56.0	0.76	0.82	0.55	11.9	0.43
57.2	0.55	0.61	0.40	8.6	0.31
60.0	0.18	0.24	0.13	2.8	0.10

Für einige der untersuchten Risse wurden auch Messungen der Rissflächenrauigkeit vorgenommen (/MPA 90/, /MPA 90a/). Betrachtet wurden die Probestücke E22.01, E22.02 und E22.04. Bei dem Leck von E22.01 handelt es sich um einen funkenerosiv hergestellten Schlitz, während bei E22.02 und E22.04 wie bei E22.05 und E22.22 wanddurchdringende Ermüdungsrisse erzeugt wurden. Alle Probestücke sind aus dem gleichen Werkstoff hergestellt, so dass die Ergebnisse von E22.02 und E22.04 auch bei E22.05 und E22.22 verwendet werden können.

Die untersuchten Rissflächen wurden an einigen unterschiedlichen Stellen vermessen. Ein typisches Beispiel der Ergebnisse ist in Abb. 5.3-7 dargestellt. In

Tab. 5.3-3 sind die Ergebnisse der Rauigkeitswerte  $R_{ZDIN}$  und  $R_{ZISO}$ , die nach verschiedenen Normen bestimmt wurden /DUB 90/, an den ausgewerteten Stellen zusammengestellt. Bildet man hieraus Mittelwerte, so können etwa die Werte für E22.01 zusammengefasst werden zu 12.2 bzw. 12.9  $\mu\text{m}$ . Mittelt man alle Ermüdungsbruchwerte (E22.02 und E22.04) so ergeben sich für  $R_{ZDIN}$  12.3 und  $R_{ZISO}$  13.1  $\mu\text{m}$ . Werden alle Messwerte gemittelt, erhält man 12.3 bzw. 13.0  $\mu\text{m}$ . Die Unterschiede zwischen den verschiedenen Probestücken sind geringer als die Bandbreite der Einzelergebnisse jeweils eines Risses. Für Nachrechnungen wurde der Wert 12.3  $\mu\text{m}$  verwendet.

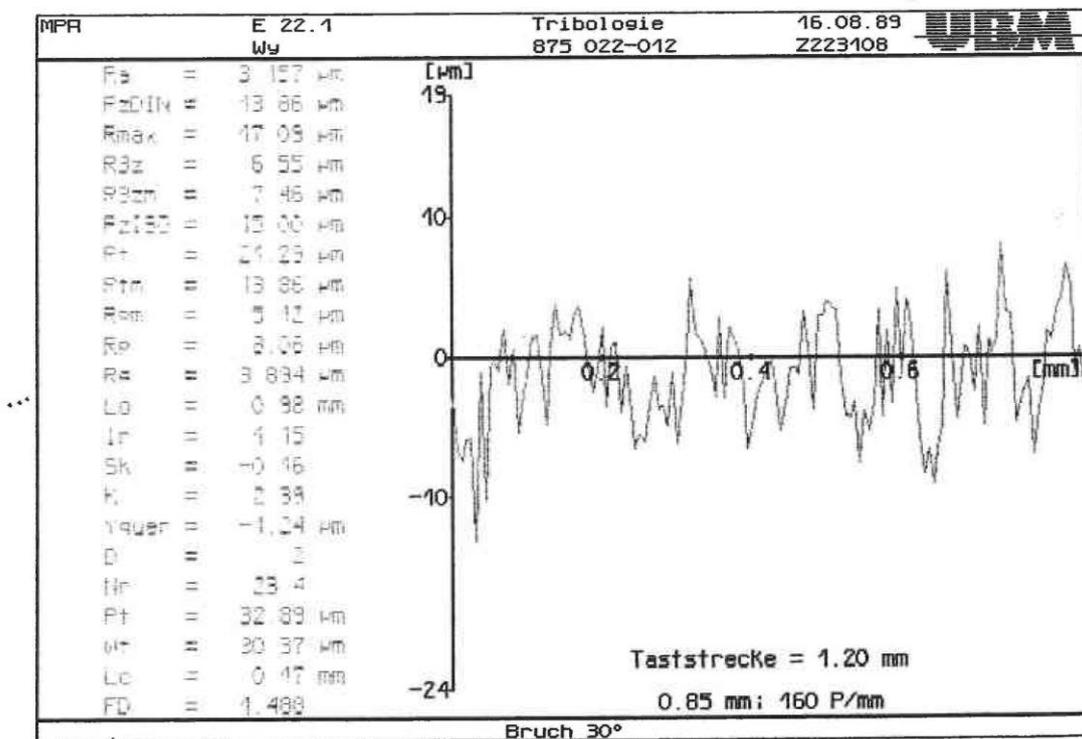


Abb. 5.3-7 Ergebnis einer Bestimmung der Rissflächenrauigkeit für E22.04 (aus /MPA 90a/)

Tab. 5.3-3 Zusammenstellung der Ergebnisse der Rauheitsmessungen

<b>Probe</b>	<b>Art der Riss- oberfläche</b>	<b>Umfangswinkel</b>	<b>R<sub>ZDIN</sub> [µm]</b>	<b>R<sub>ZISO</sub> [µm]</b>
E22.01	Funkenerodiert	10°	11.4	11.8
		40°	11.1	11.6
		80°	14.1	15.3
E22.02	Ermüdungsbruch	10°	6.7	6.8
		10°	13.9	14.1
		25°	11.6	11.6
		50°	13.1	14.6
		60°	10.7	11.0
		75°	10.3	11.4
		80°	12.8	13.1
E22.04	Ermüdungsbruch	15°	9.5	9.7
		15°	9.7	10.4
		15°	12.7	13.3
		30°	13.9	15.0
		45°	17.7	18.9
		80°	17.3	19.8

## **6 Einsatz verschiedener Leckratenmodelle bei der Nachrechnung ausgewählter Leckratenexperimente**

### **6.1 Vergleichsberechnungen mit den Modellen nach Henry, Pana und Müller an rissartigen Lecks**

Zu den im Abschnitt 5.2 dargestellten Leckratenexperimenten wurden mit verschiedenen vereinfachten Verfahren Ausströmraten ermittelt. Im Folgenden werden ausgewählte Berechnungsergebnisse beschrieben, weitere Resultate sind in Anhang I zusammengefasst. Außerdem werden Leckratenberechnungen beschrieben, die im Rahmen der Zuarbeit für KTA 3206 erfolgten.

#### **6.1.1 Nachrechnungen zu KfK-Versuchen**

Die im Folgenden beschriebenen Nachrechnungen zu den am ehemaligen Kernforschungszentrum in Karlsruhe (KfK) durchgeführten Versuchen sind im Sinne von „best-estimate“-Berechnungen zu verstehen, d. h. die Rechnungen sollen die Versuche so gut wie möglich annähern. Analysen mit Hinblick auf Anwendung in einem Nachweis zum Bruchausschluss werden im Abschnitt 6.1.3 beschrieben.

Exemplarisch sind hier Ergebnisse für die Probe 2.204 für 2 Innendruckstufen (4 und 6 MPa) und verschiedene Unterkühlungswerte gezeigt. Hierfür wurden neben den Rechnungen mit dem Henry-Modell auch Ergebnisse mit dem Pana-Modell ( $\zeta$  ist im möglichen Bereich) und nach der Vierfaktorenformel Version 2 erzielt.

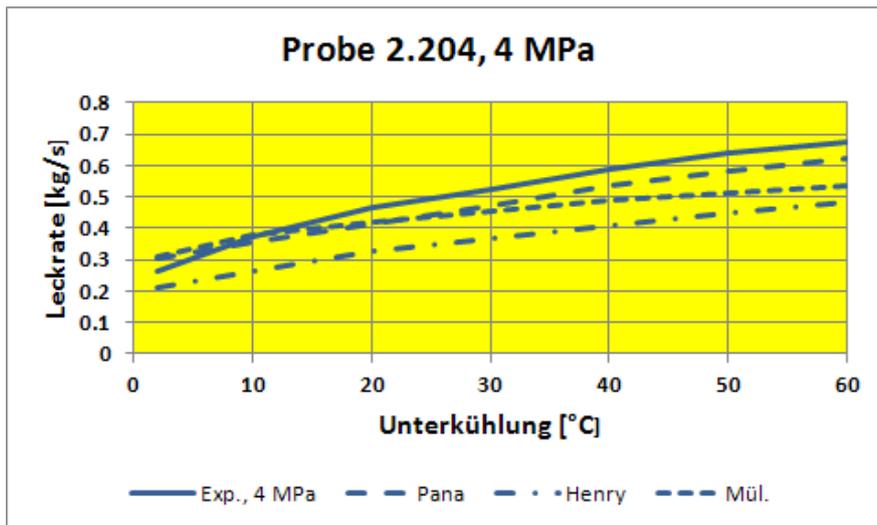


Abb. 6.1-1 Experimentelle Resultate und Ergebnisse von Nachrechnungen für den KfK-Versuch 2.204 bei 4 MPa Innendruck

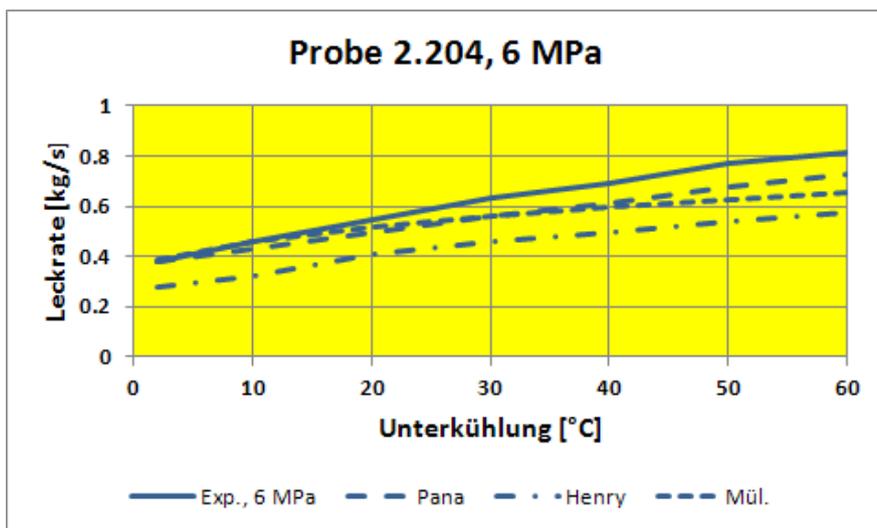


Abb. 6.1-2 Experimentelle Resultate und Ergebnisse von Nachrechnungen für den KfK-Versuch 2.204 bei 6 MPa Innendruck

Die Übereinstimmung von Mess- und Rechenergebnissen kann in allen Fällen als genügend bezeichnet werden. Auffällig ist, dass die Leckrate von allen Modellen außer bei sehr kleinen Unterkühlungen immer unterschätzt wird, wobei das Henry-Modell immer die niedrigsten Resultate liefert.

Weitere experimentelle Resultate und Rechenergebnisse mit dem Henry-Modell sind im Anhang I zu finden. Weitere Vergleiche sind außerdem im Abschnitt 6.1.3 zu finden.

### 6.1.2 Nachrechnungen zu KWU-Versuchen

Wie bereits erwähnt, konnte wegen fehlender Daten nur die zweite der von KWU untersuchten Proben für Nachrechnungen verwendet werden. Ergebnisse für 3 Innen-druckwerte im Vergleich mit Rechenergebnissen mit dem Henry-Modell sind in Abb. 6.1-3 bis Abb. 6.1-5 gezeigt.

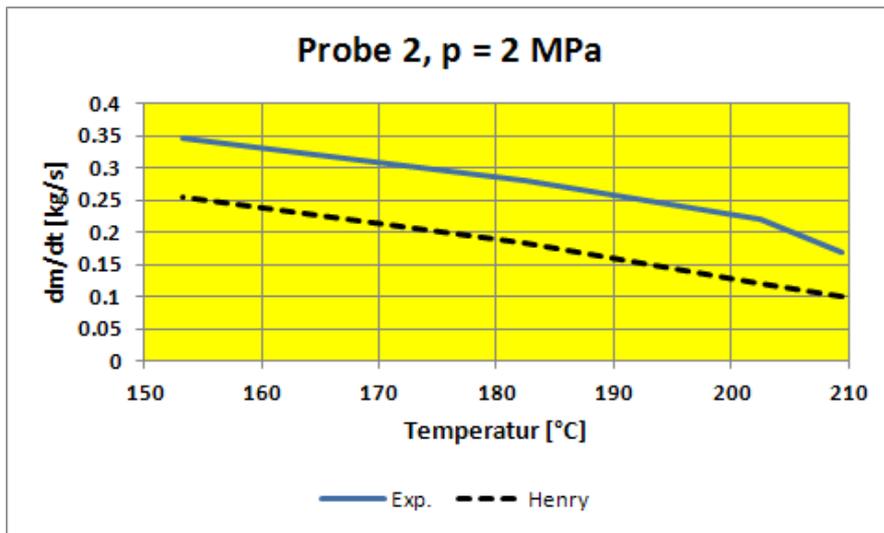


Abb. 6.1-3 Experimentelle Resultate und Ergebnisse von Nachrechnungen für den KWU-Versuch 2 bei 2 MPa Innendruck

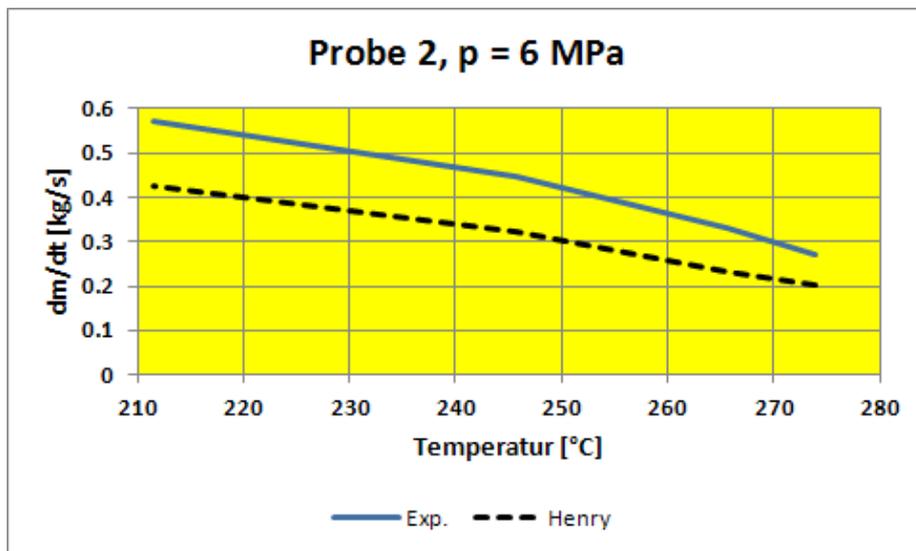


Abb. 6.1-4 Experimentelle Resultate und Ergebnisse von Nachrechnungen für den KWU-Versuch 2 bei 6 MPa Innendruck

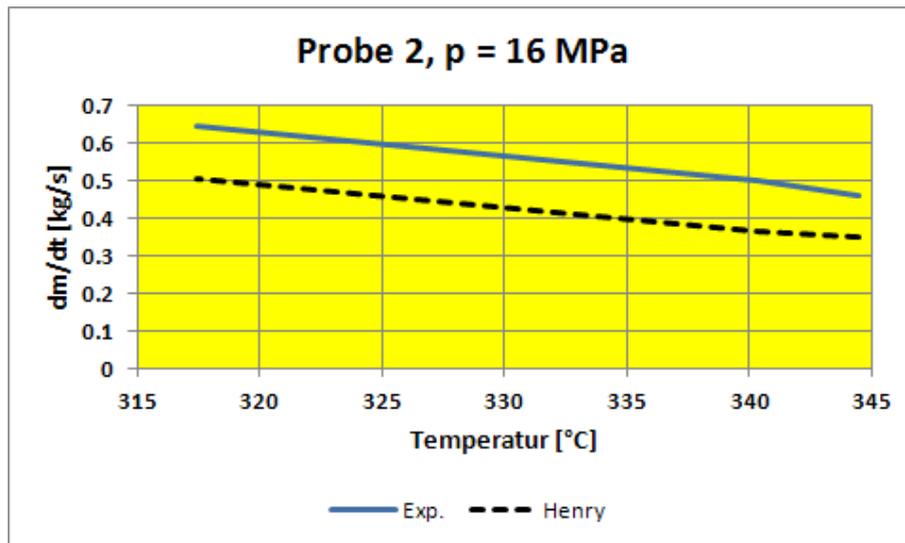


Abb. 6.1-5 Experimentelle Resultate und Ergebnisse von Nachrechnungen für den KWU-Versuch 2 bei 16 MPa Innendruck

Auch hier liegt das Ergebnis der Rechnung mit dem Henry-Modell stets unter den Messwerten. Weitere Vergleiche zwischen Messung und Rechnung sind im nächsten Abschnitt zu finden.

### 6.1.3 Nachrechnungen im Rahmen der Zuarbeit zu KTA 3206

Für ausgewählte Leckratenexperimente wurden Vergleichsrechnungen mit dem in Abschnitt 4.1.3.4 beschriebenen Leckratenmodell von Vattenfall und dem Henry-Modell /ABD 83/ durchgeführt. Diese werden im Folgenden beschrieben.

#### 6.1.3.1 Berechnungen zu einer KfK-Leckratengeometrie

Aus den an der KfK durchgeführten Leckratenversuchen /JOH 87/ wurde die Probe 2.204 ausgewählt. Die Probe ist ein künstlicher Rechteckschlitz mit einer Rissflächenrauigkeit von 5  $\mu\text{m}$ . Die Risslänge  $2c$  beträgt 80 mm, die Strömungslänge (Wanddicke) 46 mm und die Rissöffnung COD 0.25 mm.

Die bei den Rechnungen verwendeten  $\lambda$ -Werte wurden mit Hilfe der Grenzkurven nach Vattenfall /VAT 11a/ bzw. GRS (/GRS 12/, /GRS 13c/) festgelegt, die in den Bildern eingetragenen Kurven Henry 1 und Est. 1 verwenden den Wert der GRS-Kurve, Henry 2 und Est. 2 denjenigen der Vattenfall-Kurve.

Neben den Rechenergebnissen sind in den Abb. 6.1-6 bis Abb. 6.1-9 jeweils auch die Messwerte eingetragen, für Stagnationsdrücke von 4, 6, 8 und 10 MPa und verschiedene Stagnationstemperaturen. Dabei werden meist Unterkühlungswerte von 2, 10, 20, 30, 40, 50 und 60 °C verwendet.

Das Vattenfallprogramm legt eine rautenförmige Leckfläche zugrunde. Für die Berechnungen nach Est. 1 und 2 wurde daher die Rissöffnung verdoppelt.

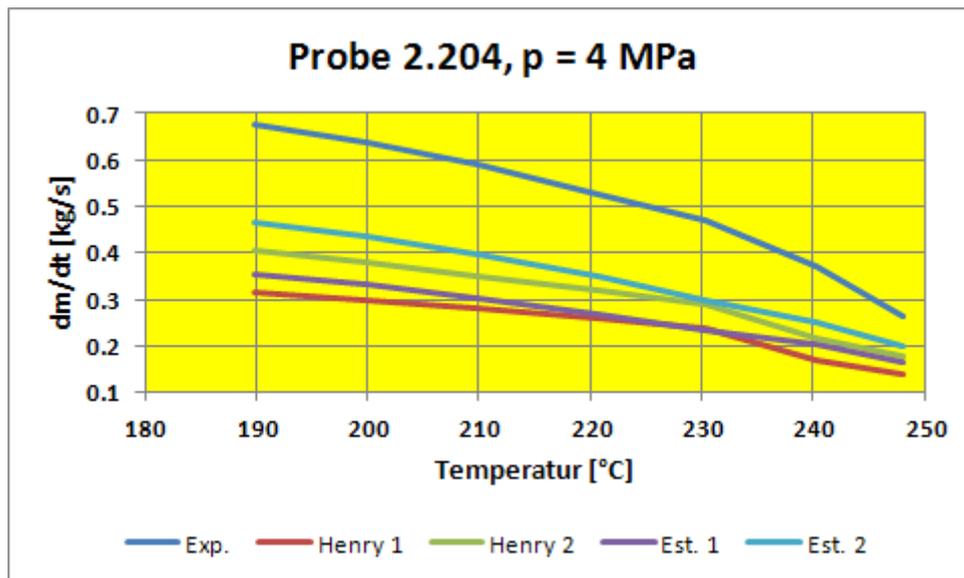


Abb. 6.1-6 Gemessene und berechnete Leckraten für p = 4 MPa

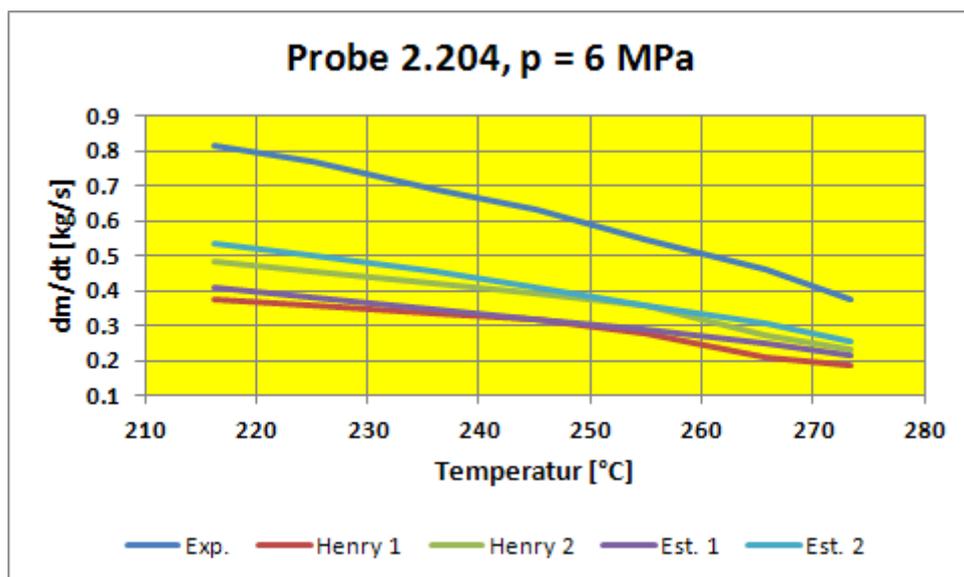


Abb. 6.1-7 Gemessene und berechnete Leckraten für p = 6 MPa

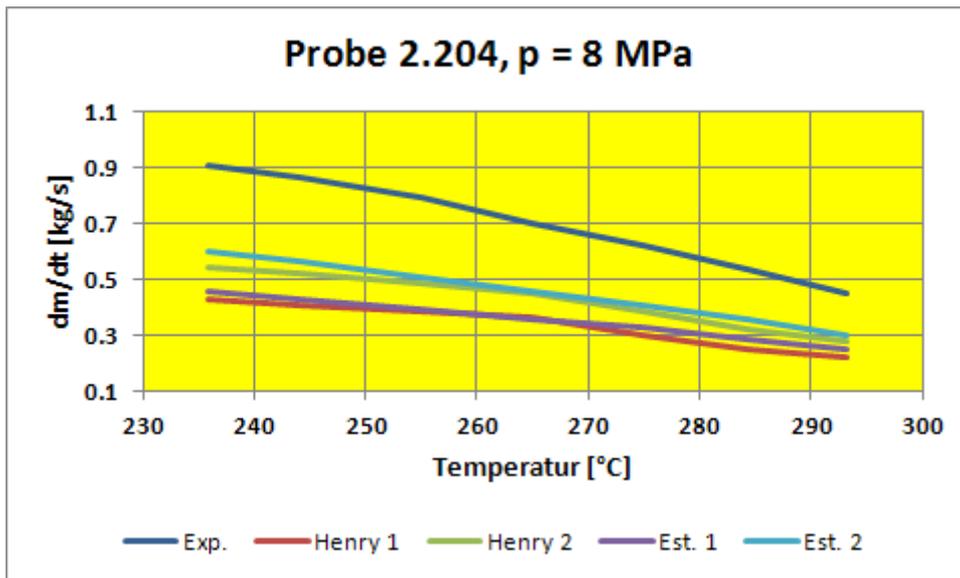


Abb. 6.1-8 Gemessene und berechnete Leckraten für p = 8 MPa

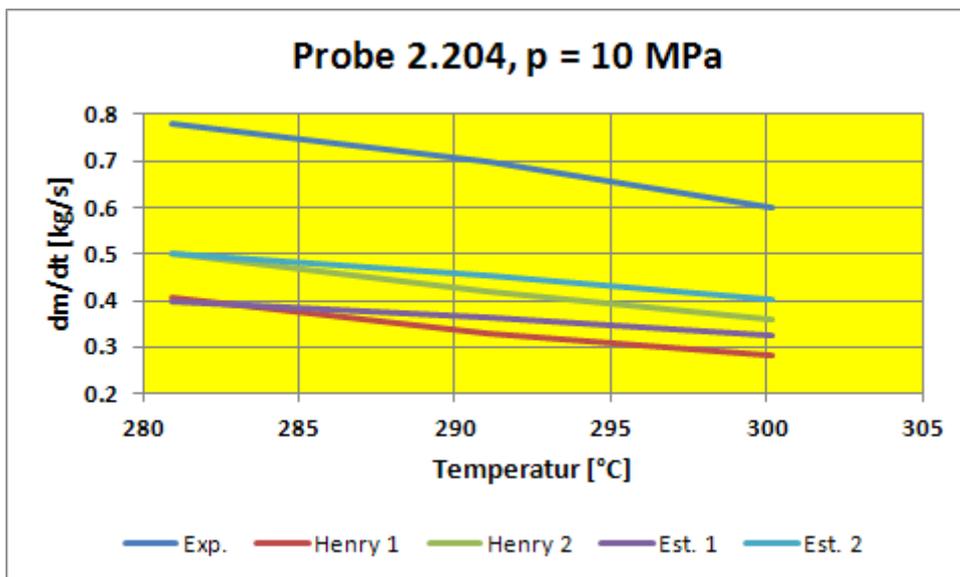


Abb. 6.1-9 Gemessene und berechnete Leckraten für p = 10 MPa

Wiederum liegen die Ergebnisse aller Rechnungen mit den genannten Modellen stets unter den Messwerten.

### 6.1.3.2 Berechnungen zu einer KWU-Leckratengeometrie

Aus den bei der KWU durchgeführten Leckratenversuchen /KEF 88/ wurde der Fall 2 ausgewählt. Die Probe ist ein künstlicher Rechteckschlitz mit einer Rissflächen-

rauigkeit von 29.5  $\mu\text{m}$ . Die Risslänge  $2c$  beträgt 40 mm, die Strömungslänge (Wanddicke) 30 mm und die Rissöffnung COD 0.325 mm.

Die bei den Rechnungen verwendeten  $\lambda$ -Werte wurden mit Hilfe der Grenzkurven nach Vattenfall /VAT 11a/ bzw. GRS (/GRS 12/ , /GRS 13c/) festgelegt, die in den Bildern eingetragenen Kurven Henry 1 und Est. 1 verwenden den Wert der GRS-Kurve, Henry 2 und Est. 2 denjenigen der Vattenfall-Kurve.

Neben den Rechenergebnissen sind in den Abb. 6.1-10 bis Abb. 6.1-13 jeweils auch die Messwerte eingetragen, für Stagnationsdrücke von 2, 6, 10 und 16 MPa und verschiedene Stagnationstemperaturen. Dabei werden Unterkühlungswerte zwischen 2 und 65  $^{\circ}\text{C}$  verwendet.

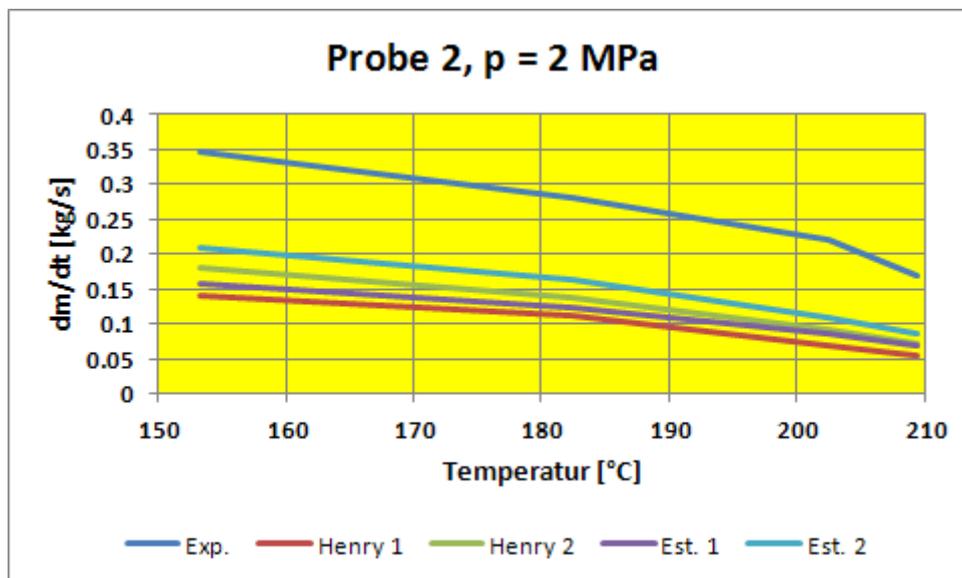


Abb. 6.1-10 Gemessene und berechnete Leckraten für  $p = 2$  MPa

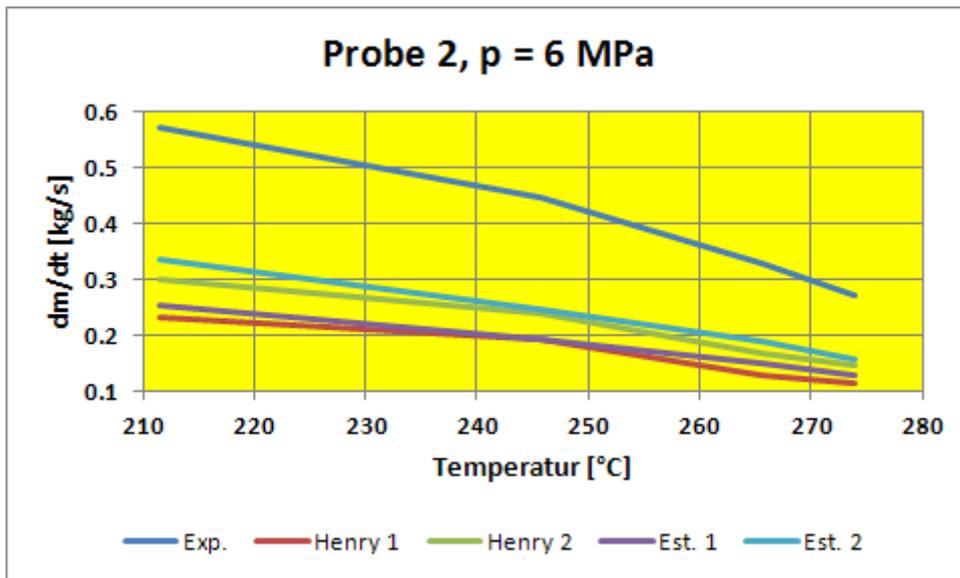


Abb. 6.1-11 Gemessene und berechnete Leckraten für p = 6 MPa

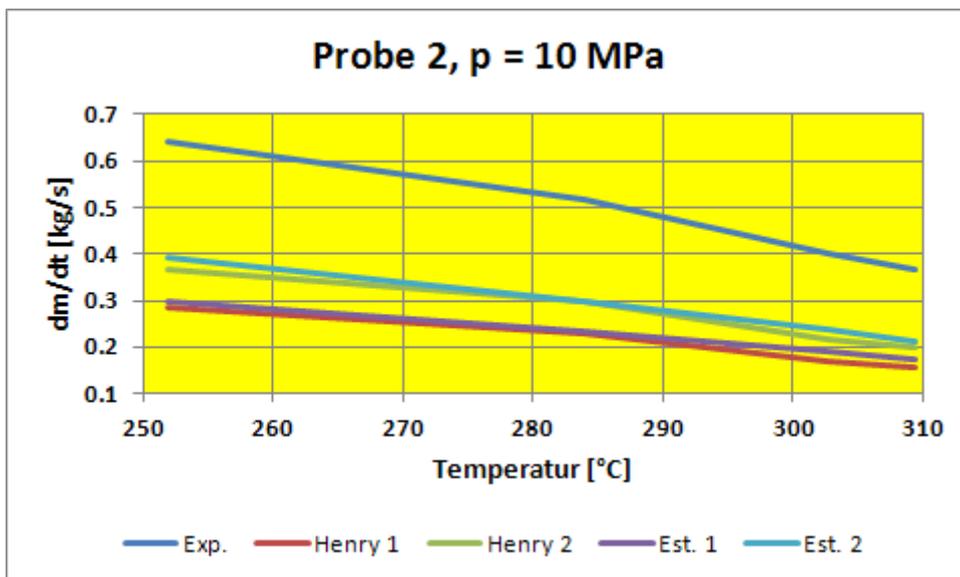


Abb. 6.1-12 Gemessene und berechnete Leckraten für p = 10 MPa

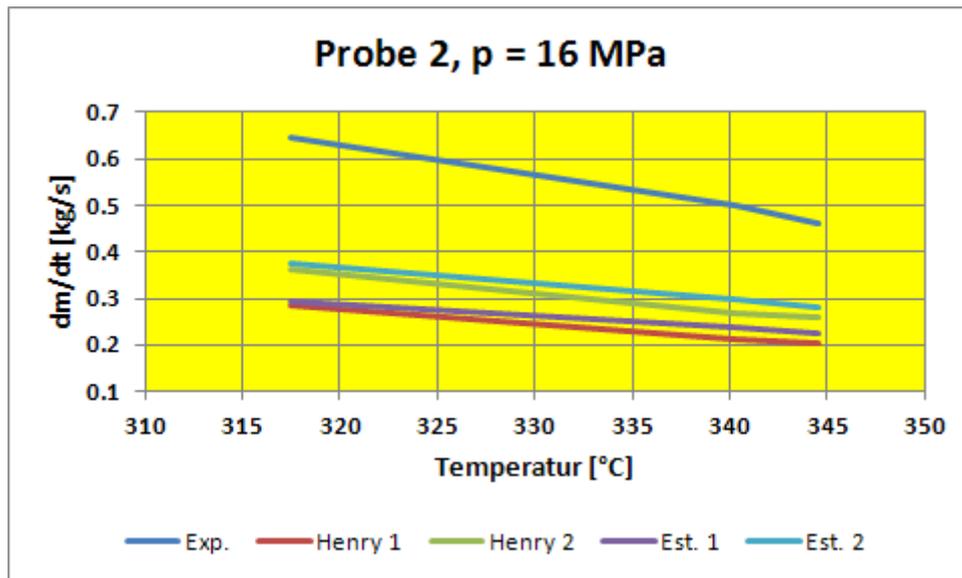


Abb. 6.1-13 Gemessene und berechnete Leckraten für  $p = 16$  MPa

Wiederum für dieses Experiment liegen die Ergebnisse aller Rechnungen mit den genannten Modellen stets unter den Messwerten.

### 6.1.3.3 Berechnungen zu PHDR-Leckratenmessungen

Aus den im Rahmen der PHDR-Experimente durchgeführten Leckratenversuchen /GRS 94/ wurden wie im Abschnitt 5.3 und in /GRS 12a/ beschrieben einige Werte ausgewählt. Die Probekörper weisen Ermüdungsrisse mit einer Rissflächenrauigkeit von  $12.3 \mu\text{m}$  auf. Die Risslänge  $2c$  beträgt außen  $72.15$  bzw.  $40.79$  mm, die Strömungslänge (Wanddicke)  $5.6$  bzw.  $15$  mm und die Rissöffnung COD variiert zwischen  $0.12$  und  $0.99$  mm.

Die bei den Rechnungen verwendeten  $\lambda$ -Werte wurden mit Hilfe der Grenzkurven nach Vattenfall /VAT 11a/ bzw. GRS (/GRS 12/, /GRS 13c/) festgelegt. Die in Abb. 6.1-14 eingetragenen Werte Est. 1 verwenden den Wert der GRS-Kurve, Est. 2 denjenigen der Vattenfall-Kurve. Die mit Henry bezeichneten Werte verwenden den standardmäßig im Programm eingebauten Zusammenhang zwischen  $R_z$  und  $\lambda$ .

In Abb. 6.1-14 sind die Rechenergebnisse über den Messwerten aufgetragen. Der Stagnationsdruck beträgt  $10.5$  MPa. Die Stagnationstemperatur ist  $304$  °C, d. h. der Unterkühlungswert ist  $11$  °C. Unter Berücksichtigung der Anwendungsgrenzen für das

Henry-Modell, wurden entsprechende Berechnungen nur für den Versuch E22.05 durchgeführt.

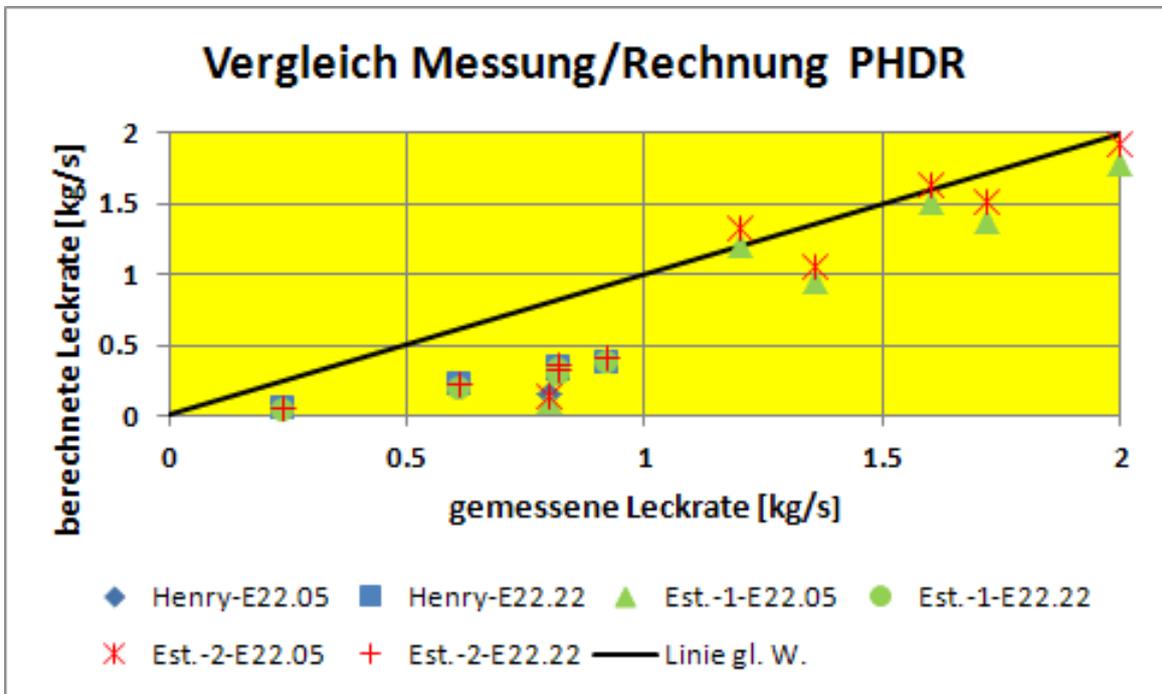


Abb. 6.1-14 Berechnete Leckraten über gemessenen Werten

Im Unterschied zu den vorherigen Nachrechnungen sind hier einige der berechneten Leckraten genau so groß wie die entsprechenden gemessenen Werte oder überschreiten diese sogar.

#### 6.1.3.4 Schlussfolgerungen

Die Resultate der Testrechnungen sind nicht einheitlich. Bei den ersten beiden Fällen liegen die Rechenwerte erwartungsgemäß deutlich unter den gemessenen Leckraten. Dabei bieten bereits die Berechnungen unter Verwendung der Vattenfall- $\lambda$ -Grenzkurve einen großen Sicherheitsabstand.

Andere Verhältnisse ergeben sich bei den Berechnungen zu den PHDR-Leckraten-Versuchen. Hier sind einige der berechneten Leckraten genau so groß wie die entsprechenden gemessenen Werte oder überschreiten diese sogar. In diesem Zusammenhang müsste zunächst geprüft werden, ob im Experiment kritische Ausströmung erreicht wurde. Dazu sind zusätzliche Entwicklungsarbeiten erforderlich, z.B. die Erstellung und Erprobung eines ATHLET-Analysemodells, das den Leckpfad approximiert.

## 6.2 Erprobung des CDR-Modells für rissartige Lecks und Vergleich mit Modellen von Pana, Henry, Estdorf und Müller

Erste Erprobungsrechnungen des CDR-Modells wurden mit dem eigenständig lauffähigen CDR-Modul des ATHLET-Programmsystems zur Probe 2.204 der KfK-Untersuchungsreihe /JOH 87/ durchgeführt. Wie in Abschnitt 5.1 beschrieben, liegt hier ein Leck mit rechteckigem Ausströmquerschnitt vor, wobei eine Risslänge von 80 mm, eine Schlitzaufweitung von 0.25 mm und eine Strömungslänge von 46 mm eingestellt waren. Die Rissflächenrauigkeit betrug 5  $\mu\text{m}$ . Nachgerechnet wurden die Versuche mit 4 MPa Stagnationsdruck bei unterschiedlicher Unterkühlung.

Als Ausströmgeometrietyp wurde der in Abb. 6.2-1 dargestellte Typ III (siehe /ATH 12/) verwendet. Bezüglich der Festlegung der Eingabegrößen wurden folgende Empfehlungen erarbeitet:

- für A2: Kreisfläche mit hydraulischem Durchmesser des Lecks
- für A1: ein Wert der dem Rohrquerschnitt entspricht
- für DSCON: möglichst kleiner Wert ca. 0.05 x Wanddicke
- SCRIT: ca. 3 x Wanddicke
- SORIF: ca. 2 x Wanddicke
- Reibungsfaktor FD entspricht Widerstandsbeiwert  $\lambda$  (siehe Abschnitt 5.1.1):  
Wenn ein experimenteller Wert verfügbar ist, kann die berechnete Leckrate gut mit der experimentellen übereinstimmen (best estimate).  
Mit Widerstandsbeiwerten aus dem Regelwerk (KTA 3206) wird die Leckrate unterschätzt.

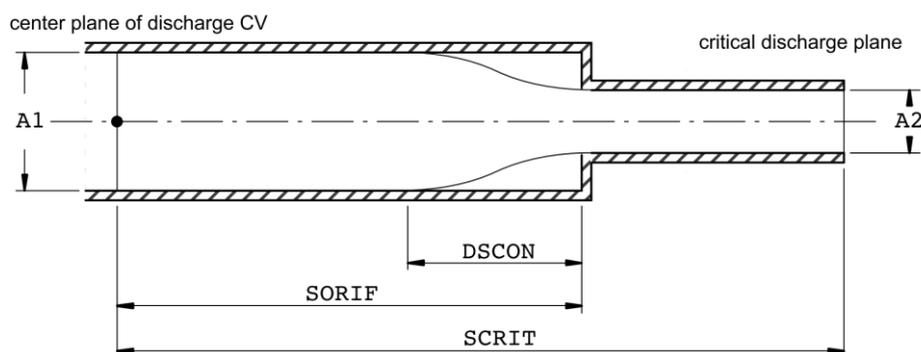


Abb. 6.2-1 Verwendete Ausströmgeometrie nach /ATH 12/

Berechnete Ergebnisse mit den Leckratenmodellen CDR, Pana, Henry, Estdorf und Müller sind in Abb. 6.2-2 im Vergleich mit den experimentellen Resultaten gezeigt. Dabei wurde in den Kurven mit Kennzeichnung (KfK) für den Widerstandsbeiwert der experimentelle Wert  $FD = 0.0347$  und in den Kurven mit Kennzeichnung (KTA) der Wert  $FD = 0.1424$  verwendet.

Aus den Rechnungen wird deutlich, dass das Modell CDR (KfK) die experimentellen Leckraten am besten approximiert und dass die Modellergebnisse CDR, Pana und Henry mit dem Widerstandsbeiwert nach KTA 3206 die Leckraten deutlich unterschätzen.

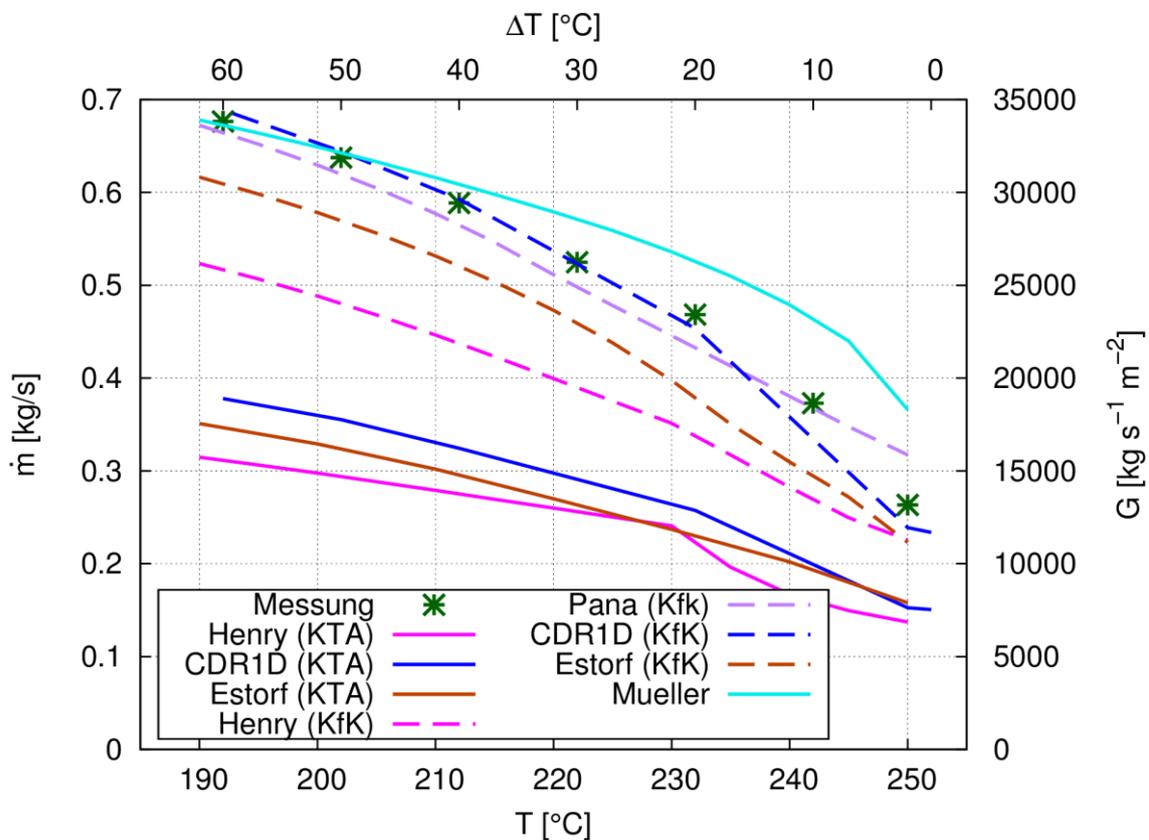


Abb. 6.2-2 Vergleich experimenteller und berechneter Leckraten für die KfK-Probe 2.204 bei 4 MPa und verschiedenen Temperaturen (Unterkühlung  $\Delta T$ )

## 7 Nachrechnungen von Experimenten mit Venturi-Düse mit CFD-Methoden

### 7.1 Vorbemerkungen

Eine besondere Herausforderung für eine 3D-Strömungssimulation stellt die Berechnung des Phasenübergangs des Fluids von flüssig zu gasförmig dar. Bei der schlagartigen Verdampfung einer überhitzten Flüssigkeit infolge einer Druckabsenkung spricht man von „Flashing“ oder „Flash Evaporation“. Der Phasenübergang findet im thermodynamischen Ungleichgewicht statt, und man geht davon aus, dass die Dampferzeugung von in der flüssigen Phase enthaltenen Keimen ausgeht. Das Dampfgebiet kann sich über den gesamten Querschnitt eines durchströmten Kanals erstrecken oder aber an geometrischen Strukturen wie z. B. sich aufweitenden Düsen (z. B. Venturi-Düsen) anschmiegen (siehe Abb. 7.1-1). Unter Venturi-Düse versteht man ein sich linear verengendes und wieder aufweitendes Rohr. Da gemäß der Literaturrecherche zu Leckratenversuchen (siehe Abschnitt 5) derzeit keine Versuche zur Verfügung stehen, in denen entsprechende Messdaten zur Validierung einer 3D-Strömungssimulationsmethode erzeugt wurden, wurden in diesem Zusammenhang relevante Versuche an einer Venturidüse herangezogen.

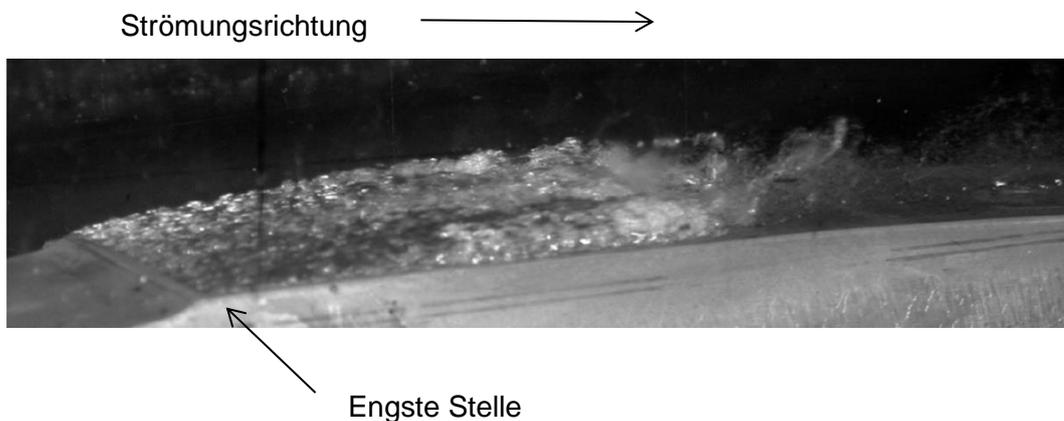


Abb. 7.1-1 Momentaufnahme des sich in einer aufweitenden Düse (Venturi-Düse) einstellenden Dampfgebietes /BAR 09/

Der Ort der Dampferzeugung (location of flashing inception) wird in erster Linie durch geometrische Gegebenheiten des Strömungsgebietes und erst dann durch thermodynamische Randbedingungen bestimmt, also die Unterschreitung des Sättigungsdrucks. Fraser und Abdelmessih /FRA 02/ konnten den Ort der Dampferzeugung in einer Rohrströmung reproduzierbar durch das Einbringen eines feinen, das Strömungsgebiet

verengenden Ringes innerhalb des Rohres verschieben. Im Falle einer Rissleckage kann der Ort der Dampfentstehung innerhalb des Risses oder am Rissaustritt liegen. Geringe Änderungen der thermodynamischen Randbedingungen können eine Verschiebung dieses Ortes bewirken, was die Durchführung von reproduzierbaren Experimenten erheblich erschwert.

Bei allen ausgewerteten Experimenten mit Venturi-Düsen lag der Ort der Dampferzeugung hingegen immer in der Engstelle, d. h. der Kante, die den Übergang von verengendem zu sich aufweitendem Querschnitt markiert (siehe beispielsweise /ABU 83/). Als Grund hierfür werden in der Literatur die Keimbildung an der Kante und/oder die Momentenänderung der Strömung vom verengenden zum sich aufweitenden Bereich genannt. Eine eindeutige, experimentell belegte Ursache konnte bislang nicht gefunden werden.

Darüber hinaus ist die Instrumentierung einer Venturi-Düse mit Messfühlern zur Messung von Druck, Temperatur und Dampfgehalt deutlich einfacher als bei einem Versuchsaufbau mit einem rissartigen Leck in einer Rohrleitung. Rissöffnungsweiten können nur wenige Zehntel Millimeter betragen, was in der Größenordnung der kleinsten verfügbaren Messinstrumente liegt.

Aus den genannten Gründen wurden zunächst CFD Simulationen zu Experimenten mit einer Venturi-Düse durchgeführt. Aus den gesichteten Publikationen wurden Versuche des Brookhaven National Laboratory zur Strömung von Wasser bzw. Wasser-Dampf-Gemischen in einer Venturi-Düse /ABU 81/ herangezogen.

## **7.2 Versuche mit Venturi-Düse**

In dem für Simulationen herangezogenen Versuchsaufbau von Abuaf et al. /ABU 81/ ist darüber hinaus der Öffnungswinkel der Verengung und der Aufweitung identisch. Abb. 7.2-1 zeigt den schematischen Aufbau des Versuchs.

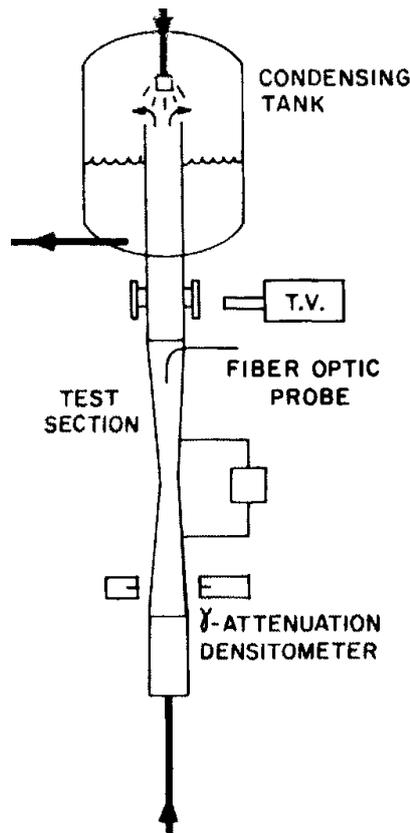


Abb. 7.2-1 Versuchsaufbau von Abuaf et al. /ABU 81/

Das als Test Section bezeichnete Rohrstück hat eine Gesamtlänge von 78.7 cm und beinhaltet eine Venturi-Düse von 55.9 cm Länge. Ein- und Ausgang der Test Section als auch die zu- und abführenden Rohre besitzen einen Innendurchmesser von 5.1 cm, welcher im Bereich der Düse bis zur Engstelle auf 2.5 cm Innendurchmesser zurückgeht. Dies ergibt einen Öffnungswinkel der Düse von 5.2°. Der Versuchsaufbau steht senkrecht, die Anströmung erfolgt von unten nach oben.

Im Bereich der Venturi-Düse und in einem kurzen Stück davor und danach sind 50 Druckmesssonden in einem Abstand von 1.27 cm bündig in die Seitenwand eingebracht worden. Mit dem beweglich gelagerten Gammastrahlen-Densitometer wird der Dampfvolumenteil in der Querschnittsebene gemessen. Darüber hinaus wird der Massenfluss am Eingang geregelt und gemessen. Da das aus der Düse ausströmende Fluid immer gleich im Kondensationstank (condensing tank) aufgefangen wird, bleibt der Druck am Ausgang der Test Section nahezu konstant, während sich am Eingang mit steigendem Massenfluss ein höherer Eingangsdruck einstellt. Laut Angaben der Experimentatoren wird der Absolutdruck mit einer Genauigkeit von < 1%, der Massenfluss mit einer Genauigkeit von 0.5% und der Dampfvolumenteil mit einer Genauigkeit von 2 - 5% gemessen.

In der Düse wird durch den sich verengenden Querschnitt das Fluid beschleunigt während der Druck abnimmt. Ist das Fluid nur geringfügig unterkühlt, so kann durch den Druckabfall in der Düse der Sättigungsdruck  $p_s$  unterschritten werden, und ein schlagartiges Verdampfen des Fluids, also Flashing, auftreten. In Abb. 7.2-2 sind die axialen Verläufe des Drucks und des in der Querschnittsfläche gemittelten Dampfvolumentils für die Experimente dargestellt.

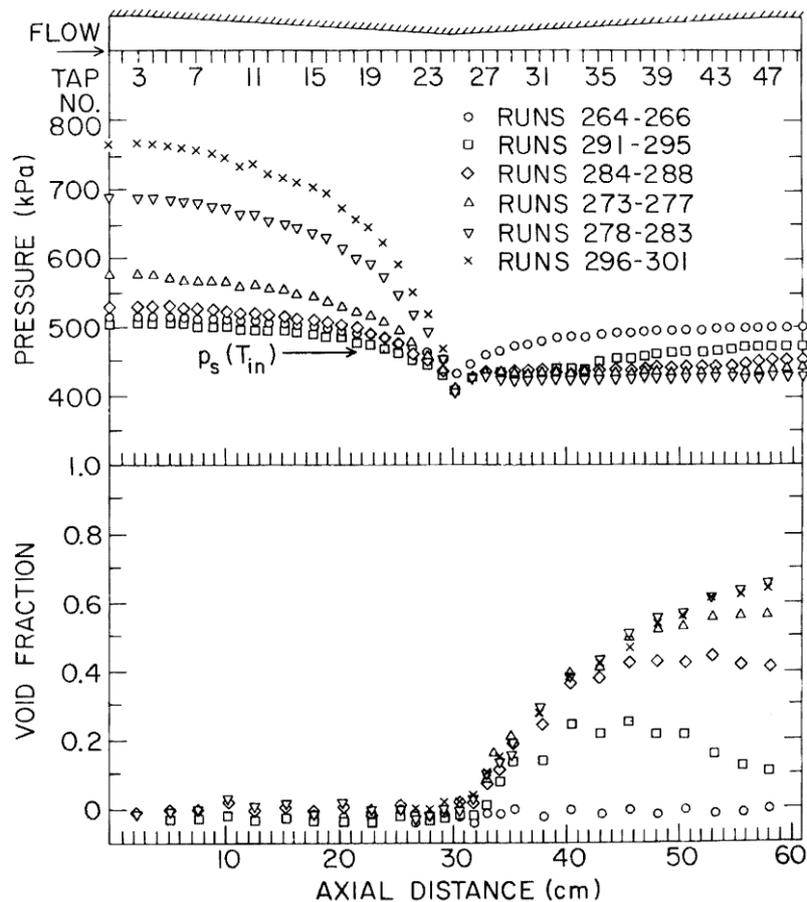


Abb. 7.2-2 Axiale Verteilungen des Absolutdrucks und des in der Querschnittsfläche gemittelten Dampfvolumentils für die Experimente mit einer Eingangstemperatur  $T_{in}$  von 149 °C und verschiedenen Eingangsmassenströmen nach /ABU 81/. In der Druckverteilung ist der Sättigungsdruck  $p_s$  bei  $T_{in}$  markiert.

Der Darstellung kann entnommen werden, dass in allen Versuchen ein Druck von 400 kPa selbst in der Engstelle nicht unterschritten wurde. Eine größere Dampferzeugung nahe der Engstelle der Düse korreliert mit einem geringeren Druckanstieg im sich aufweitenden Bereich der Düse. Alle Versuche bestätigen des Weiteren, dass im Falle von Flashing, die Dampferzeugung unmittelbar in der Engstelle einsetzt. Eine Sonder-

stellung nehmen die mit RUNS 264-266 bezeichneten Experimente ein. Sie bestätigen, dass Flashing im thermodynamischen Ungleichgewicht auftritt, da der Sättigungsdruck unterschritten wird, aber kein Dampf entsteht.

In Tab. 7.2-1 sind die Eingangs- und Ausgangsgrößen der sechs verschiedenen Betriebspunkte zusammengefasst. Aus dem Massenfluss, der Dichte des einphasigen Fluids und der Querschnittsfläche der Test Section vor der Düse wurde die mittlere Geschwindigkeit des Fluids  $u_{av}$  berechnet.

Tab. 7.2-1 Eingangsmassenfluss  $G_{in}$ , Eingangsdruck  $p_{in}$ , Ausgangsdruck  $p_{out}$  und die aus dem Massenfluss berechnete mittlere Geschwindigkeit  $u_{av}$  für die untersuchten Experimente

	$G_{in}$ (kg/s)	$p_{in}$ (kPa)	$p_{out}$ (kPa)	$u_{av}$ (m/s) [berechnet]
RUNS 264-266	5.84	515	498	3.1
RUNS 291-295	6.48	502	462	3.5
RUNS 284-288	7.31	530	446	3.9
RUNS 273-277	8.76	573	442	4.7
RUNS 278-283	11.7	688	442	6.2
RUNS 296-301	13.2	766	446	7.0

Zunächst wurden Experimente für die Simulation herangezogen, bei denen wegen der großen Unterkühlung des Fluids an keiner Stelle Wasserdampf entsteht. Sie konnten mit einem einphasigen Modellansatz beschrieben werden.

In einem zweiten Schritt wurden Experimente ausgewählt, in denen die Unterkühlung des Fluids so bemessen war, dass durch den Druckabfall in der Düse kontrolliert und reproduzierbar Flashing auftrat. Zur Nachrechnung wurde ein Zweiphasen-Ansatz in der Strömungssimulation gewählt. Die Berechnungen waren aufwendiger als erwartet. So wurde das Modell sukzessive verfeinert, um eine Konvergenz der Lösung als auch eine Verbesserung des Berechnungsergebnisses zu erzielen. Es wurden aus den in

Tab. 7.2-1 dargestellten Experimenten die drei mit dem niedrigsten Massenfluss ausgewählt.

### **7.3 Einphasige Simulationen zu Experimenten mit Wasser bei 27 °C**

Im betreffenden Experiment wurden fünf Betriebspunkte in Form von Werten des Eingangsmassenstroms angefahren, und sobald sich ein stationärer Zustand eingestellt hat Druck und Temperatur gemessen. In der Simulation kann dies mit einer stationären Berechnung nachvollzogen werden. Der Massenfluss am Einlass (Inlet) und der Druck am Auslass (Outlet) wurden als Randbedingung vorgeschrieben, da im Experiment der Massenfluss als Regelgröße für die Eingangsbedingungen genutzt wurde. Die Rohrleitung wurde durch eine Wand mit adiabatischen Randbedingungen, d.h. kein Wärmeaustausch mit der Umgebung, modelliert.

In Abb. 7.3-1 wird das in den Berechnungen eingesetzte Rechengitter dargestellt. Die x-Achse ist in Strömungsrichtung ausgerichtet; der von den Druckmessstellen und der Messung des Dampfvolumentils abgedeckte Bereich befindet sich zwischen  $x = 0$  m und  $x = 0.6$  m. Die Engstelle der Düse befindet sich bei der Koordinate  $x = 0.305$  m.

In Abb. 7.3-2 sind die berechneten Druckwerte den gemessenen Größen gegenübergestellt. Da in der Dokumentation nur Druckwerte relativ zum Eingangsdruck angegeben sind, wurde für die simulierten Werte die gleiche Darstellung gewählt. Bis auf den Einzelwert an der Engstelle gibt die Simulation die gemessenen Werte sehr gut wieder. Abweichungen können auf die Feinheit des Rechengitters, speziell im Bereich der Engstelle zurückgeführt werden.

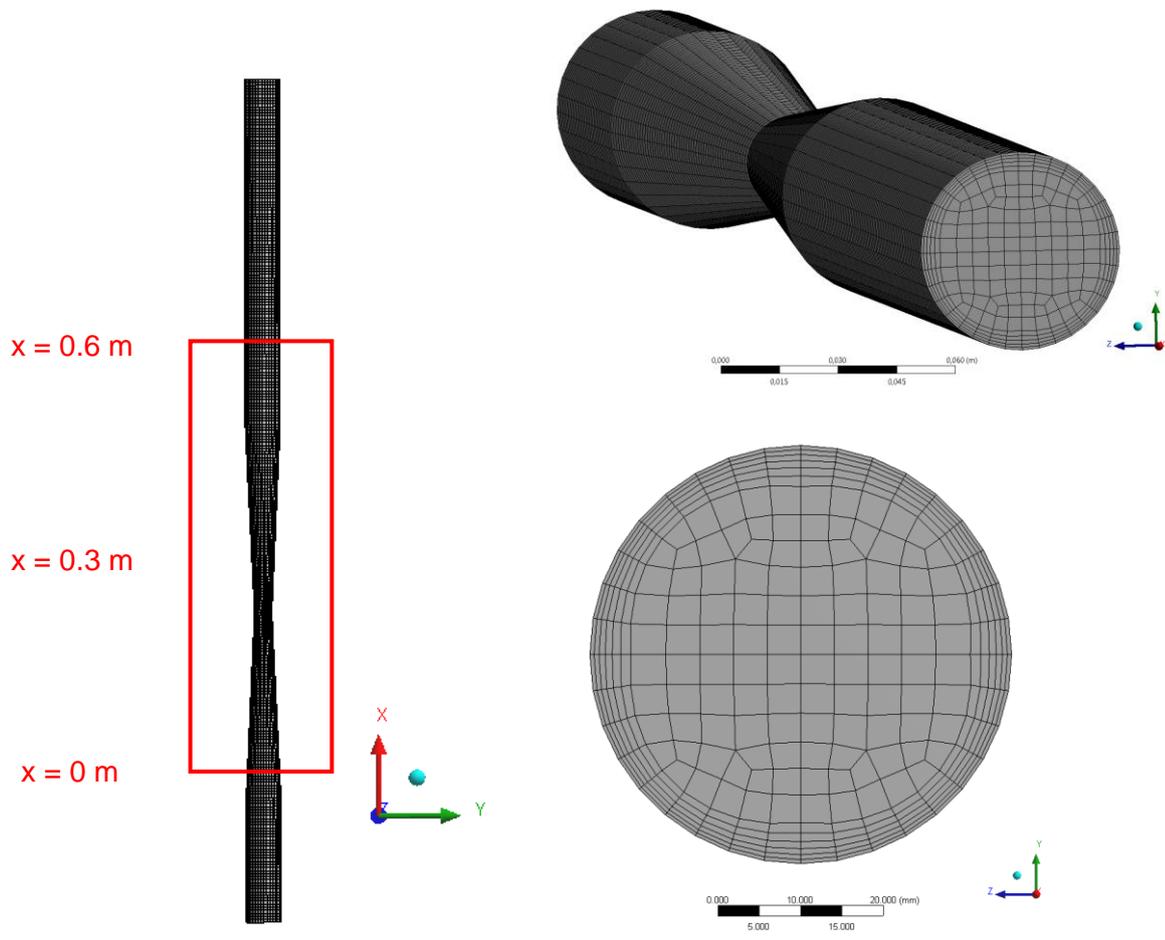


Abb. 7.3-1 Darstellung des Rechengitters (Modell 1) als Seitenansicht und Draufsicht (nicht maßstäblich). Der von Messaufnehmern erfasste Bereich in Umgebung der Düse ist farblich hervorgehoben.

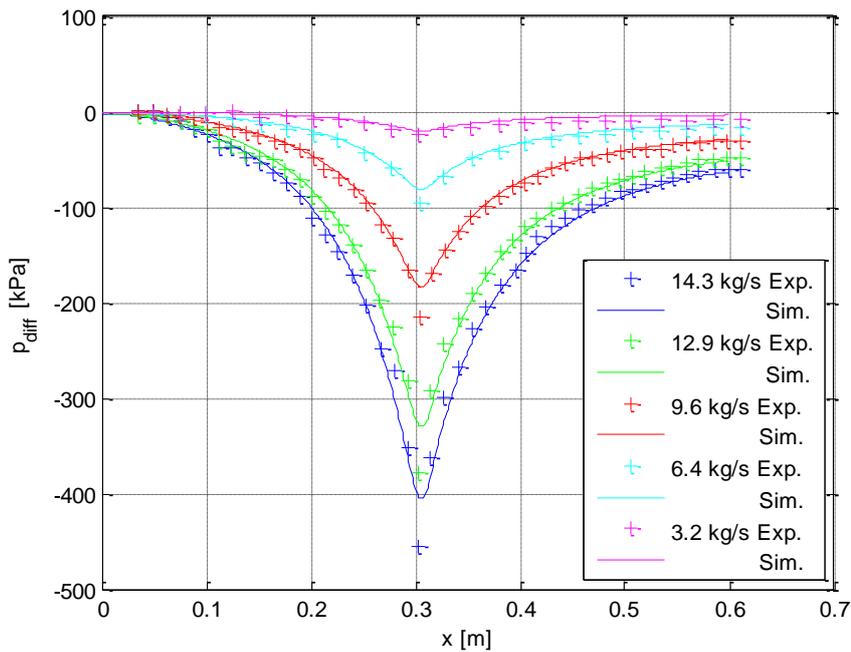


Abb. 7.3-2 Darstellung der gemessenen und simulierten stationären Druckverteilung in axialer Richtung. Alle Werte sind relativ zum jeweiligen Eingangsdruck dargestellt.

#### 7.4 Zweiphasige Simulationen zu Experimenten mit Wasser und Wasserdampf bei 149 °C (Modell 1)

Zunächst wurden die zweiphasigen Simulationen mit dem in Abb. 7.3-1 dargestellten Vollmodell (Modell 1) durchgeführt. Dieses umfasst 91000 Hexaeder-Elemente mit 96000 Knoten. Für die flüssige Wasserphase und den Wasserdampf wurden die IAPWS-IF97 Materialdaten zugrunde gelegt. Die flüssige Phase wurde in CFX als „continuous“ mit einem  $k$ - $\epsilon$ -Turbulenzmodell, die gasförmige Phase als „dispersed“ mit einem mittleren Blasendurchmesser von 1 mm und einem „zero-equation“-Turbulenzmodell modelliert. Alle Simulationen wurden als stationäre Berechnungen mit automatischer Schrittweitenwahl (auto timescale aggressive) durchgeführt.

In Abb. 7.4-1 und Abb. 7.4-2 sind der berechnete Druck und der berechnete Dampfvolumenteil den entsprechenden Messdaten gegenübergestellt. Die berechneten Drücke liegen deutlich unterhalb der gemessenen Werte, da u.a. am Einlass (Inlet) der Massenstrom und am Auslass (Outlet) der im Kondensationstank gemessene Druck vorgeschrieben wurde. Der berechnete Druckverlauf stellt sich gemäß der Lösung der Navier-Stokes-Gleichungen ein.

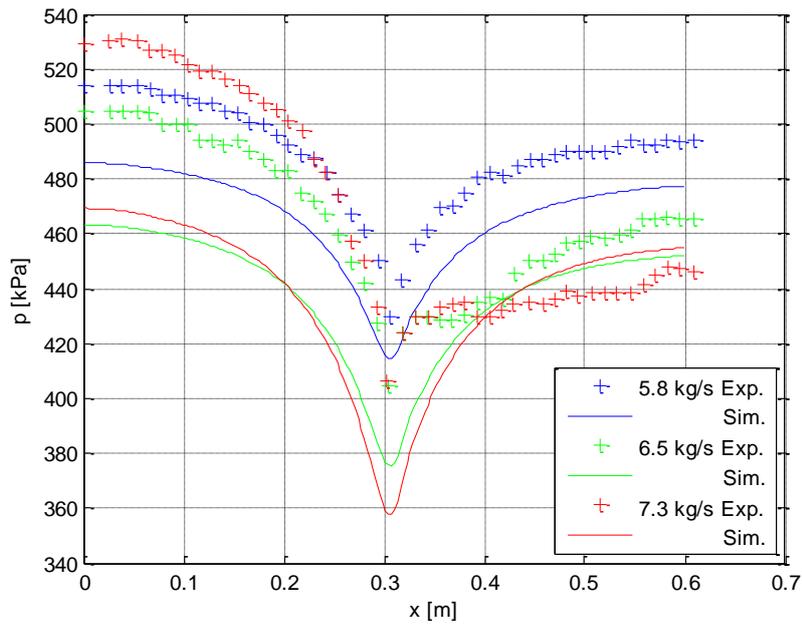


Abb. 7.4-1 Experimentelle und simulierte Werte der axialen Druckverteilung

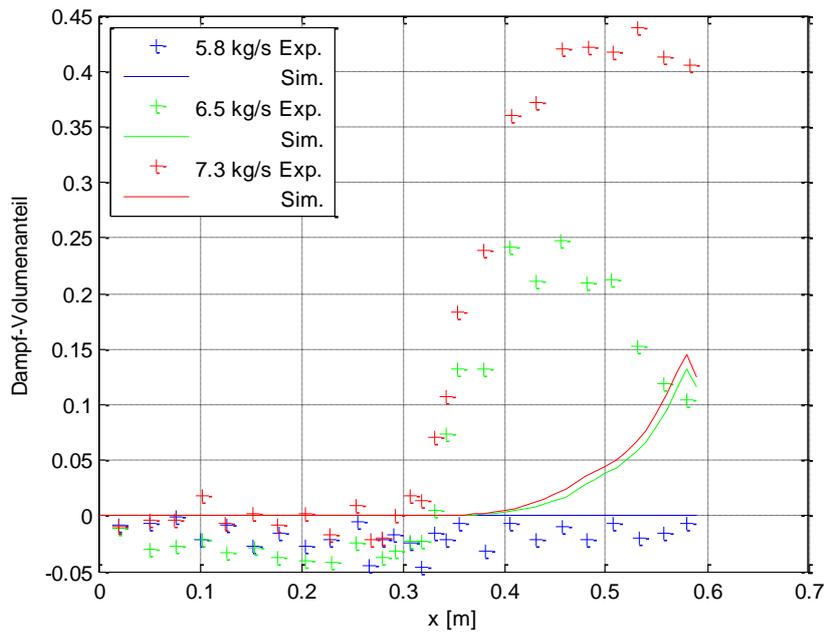


Abb. 7.4-2 Experimentelle und simulierte Werte des in der Querschnittsebene gemittelten Dampfvolumentils

Die Abweichungen der Simulation von den Experimentaldaten lassen sich an zwei Kernpunkten festmachen. Je höher der Massenstrom, desto mehr wird der Druckabfall in der Engstelle überschätzt, d. h. der berechnete Wert liegt unter dem gemessenen

Wert. Damit stellt sich zum Eingang hin ein verglichen mit der Messung zu niedriger Druck ein.

Weiterhin wird der Dampfvolumenanteil quantitativ unterschätzt und die Dampferzeugung setzt gemäß Rechnung weiter stromab in der Düse ein, d.h. der Ort der „Flashing Inception“ wird nicht gut getroffen. Der Darstellung des Dampfvolumenanteils in der Schnittebene durch die Mittelachse der Düse in Abb. 7.4-3 kann entnommen werden, dass die Dampferzeugung an der Rohrwand einsetzt. Dies stimmt mit den Messungen überein.

Das Gitter von Modell 1 war für die zu berechnende Strömung relativ grob, denn der dimensionslose Wandabstand  $y^+$  (dimensionless wall distance) betrug für die Konfiguration mit dem höchsten Massenfluss in der Engstelle bis zu 1500. Daher wurden weitere Untersuchungen mit einem verfeinerten Gitter durchgeführt (siehe Abschnitt 7.5).

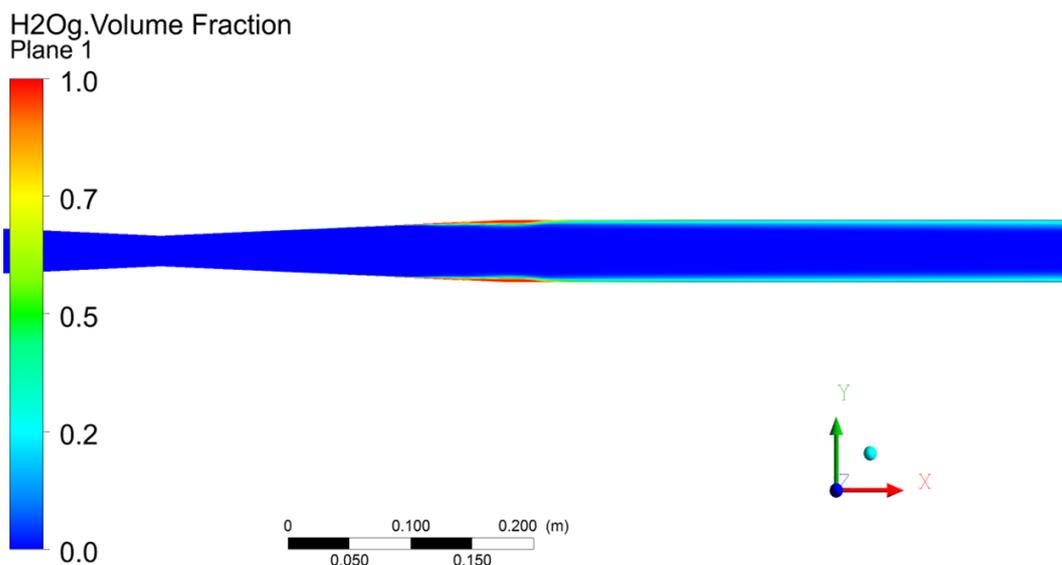


Abb. 7.4-3 Darstellung des mit in ANSYS CFX berechneten Dampfvolumenanteils (H2Og. Volume Fraction) für den Fall Massenfluss 7.3 kg/s

## 7.5 Zweiphasige Simulationen zu Experimenten mit Wasser und Wasserdampf bei 149 °C (Modell 2)

Um bei der Netzverfeinerung die Rechenzeit noch im Rahmen zu halten, wurde nur noch ein Viertel des Rohrquerschnitts modelliert, und an den Schnittflächen Symmetrie

vorausgesetzt. Das in Abb. 7.5-1 dargestellte Viertelmodell der untersuchten Venturi-Düse umfasste 96 000 Hexaeder-Elemente und 108 000 Knoten.

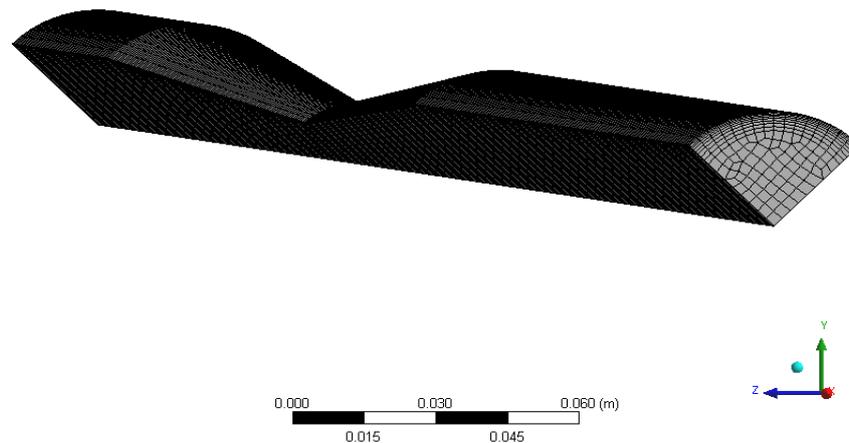


Abb. 7.5-1 Rechengitter des Viertelmodells (Modell 2)

Die Schnittflächen wurden mit Symmetrie-Randbedingung modelliert. Analog zu den Simulationen mit dem Vollmodell wurde die flüssige Phase in CFX als „continuous“ und mit  $k$ - $\epsilon$ -Turbulenzmodell, die gasförmige Phase als „dispersed“ mit einem mittleren Blandurchmesser von 1 mm und „zero-equation“-Turbulenzmodell beschrieben. Alle Berechnungen wurden stationär mit einer Schrittweite von 1 bis 5 ms durchgeführt.

Abb. 7.5-2 und Abb. 7.5-3 zeigen die simulierten und gemessenen Werte des Drucks und des Dampfvolumentanteils in Abhängigkeit der axialen Koordinate. Der am Auslass (Outlet) vorgeschriebene Druckwert wurde angepasst, so dass der Druckverlauf im sich auf weitenden Teil der Düse zufriedenstellend getroffen wird. Für den niedrigsten Wert des Massenstroms, bei dem keine Dampfbildung beobachtet wurde, wurde ebenfalls der Druckverlauf im sich verengenden Teil mit akzeptablem Fehler erreicht. Bei den beiden Konfigurationen mit Dampferzeugung sinkt der Druck in der Engstelle allerdings deutlich unter den gemessenen Wert ab, auch der Druck hin zum Einlass wird unterschätzt.

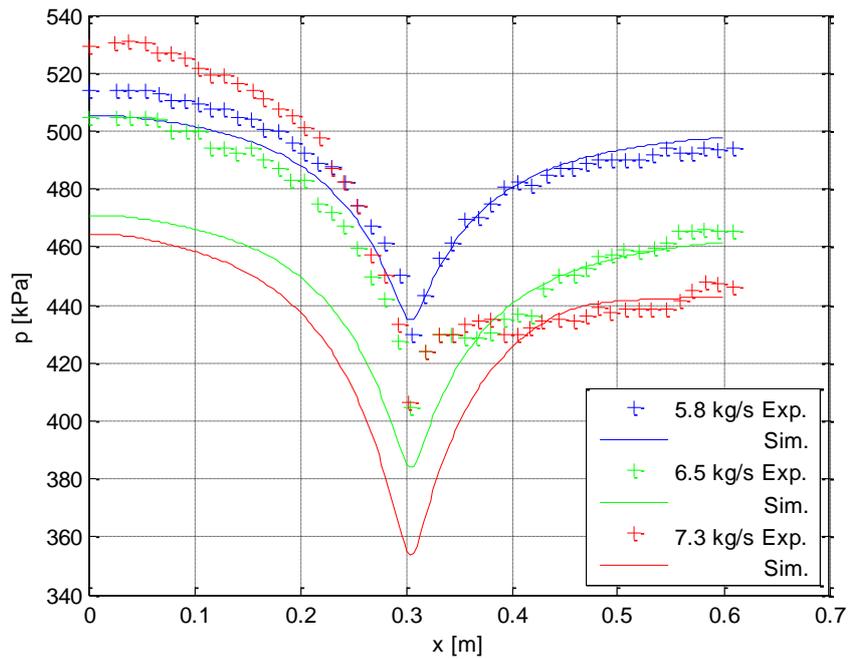


Abb. 7.5-2 Experimentelle und simulierte Werte der axialen Druckverteilung

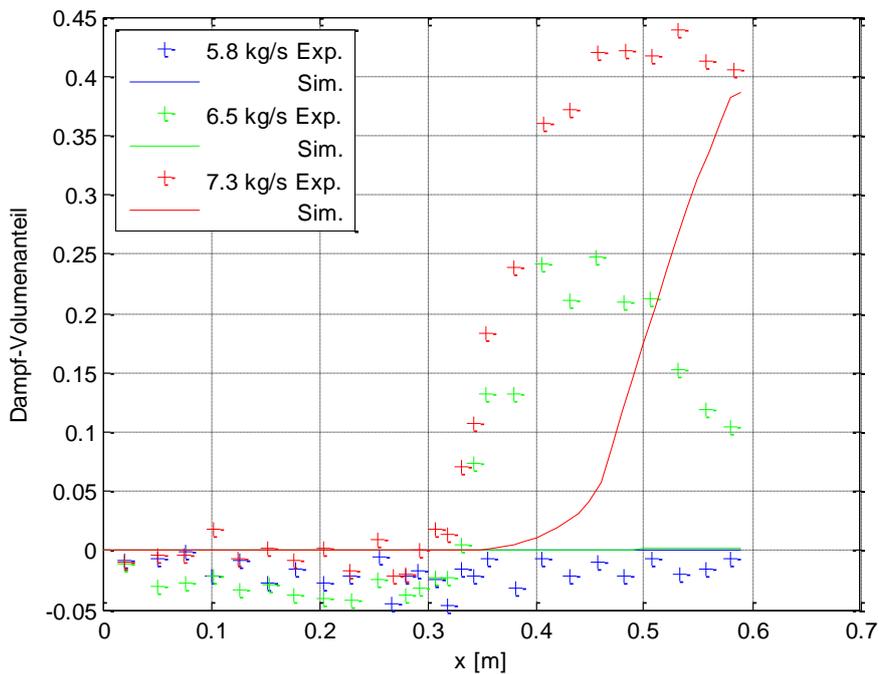


Abb. 7.5-3 Experimentelle und simulierte Werte des in der Querschnittsebene gemittelten Dampfvolumentils

Beim Dampfvolumenteil fallen die Unterschiede noch deutlicher aus. Der quasi einphasige Versuch mit einem Wert des Eingangsmassenstroms von 5.8 kg/s wird getrof-

fen. Bei dem Massenstromwert von 6.5 kg/s wird in der Simulation anders als im Experiment nur vernachlässigbar viel Dampf erzeugt. Die Simulation mit einem Massenstromwert von 7.3 kg/s erreicht zwar zum Ausgang hin ein Dampfvolumenanteil von 0.4, die Dampfvolumenerzeugung setzt aber anders als im Experiment erst deutlich weiter stromab ein.

In Abb. 7.5-4 wird der Dampfvolumenanteil in der Schnittebene mit der Mittelachse dargestellt. Da nur ein Viertel des Querschnitts im Rechengitter berücksichtigt wurde, enthält die Darstellung nur eine Hälfte der Schnittebene von der Mittelachse zur Rohrwand.

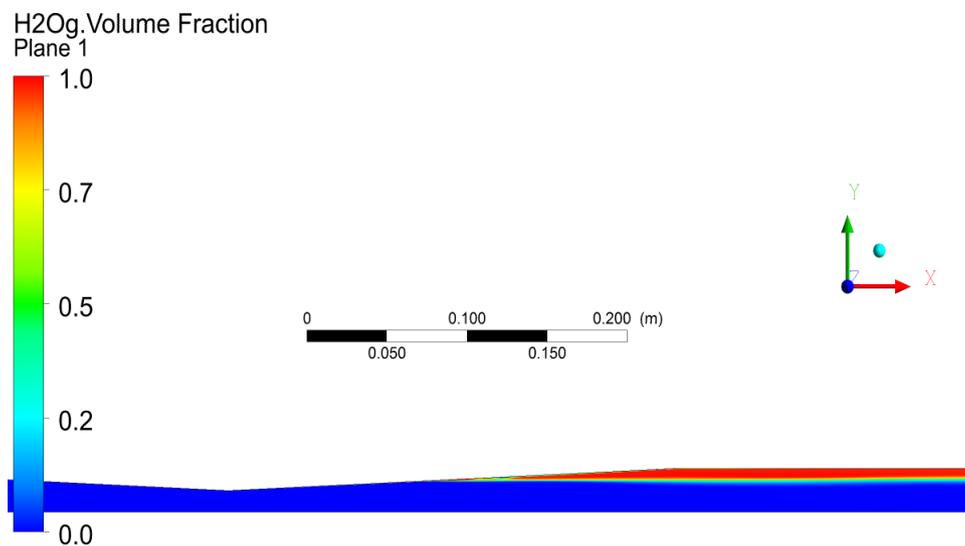


Abb. 7.5-4 Darstellung des Dampfvolumenanteils (H2Og. Volume Fraction) für die dritte Konfiguration (Massenfluss 7.3 kg/s) in ANSYS CFX

Da der dimensionslose Wandabstand  $y^+$  (dimensionless wall distance) in der dritten Konfiguration mit einem Massenstromwert von 7.3 kg/s mit 930 immer noch recht hoch liegt, wurde das Gitter weiter verfeinert (siehe Abschnitt 7.6).

## 7.6 Zweiphasige Simulationen zu Experimenten mit Wasser und Wasserdampf bei 149 °C mit quasi achsensymmetrischem Modell

Sind Geschwindigkeitskomponenten in Umfangsrichtung zu vernachlässigen, kann die Simulation einer Rohrströmung auch 2D-achsensymmetrisch durchgeführt werden. Da ANSYS CFX keine 2D-Elemente bietet, kann man sich mit einem keilförmigen Kreis-

ausschnitt mit geringem Öffnungswinkel und einem Element Dicke in Umfangs-richtung behelfen. An den Schnittflächen werden Symmetrie-Randbedingungen vorgeschrieben. Das für die Simulationen verwendete und in Abb. 7.6-1 dargestellte Rechengitter setzt sich aus 16 113 Elementen zusammen, wovon 15 720 Hexaeder und 393 Prismenelemente sind. Die flüssige Phase wurde in ANSYS CFX als „continuous“ und mit dem „Shear Stress Transport (SST)“-Turbulenzmodell, die gasförmige Phase als „dispersed“ mit einem mittleren Blasendurchmesser von 1 mm und einem „zero-equation“-Turbulenzmodell vereinbart. Es wurden stationäre Simulationen mit einer Schrittweite von bis zu 2 ms durchgeführt.

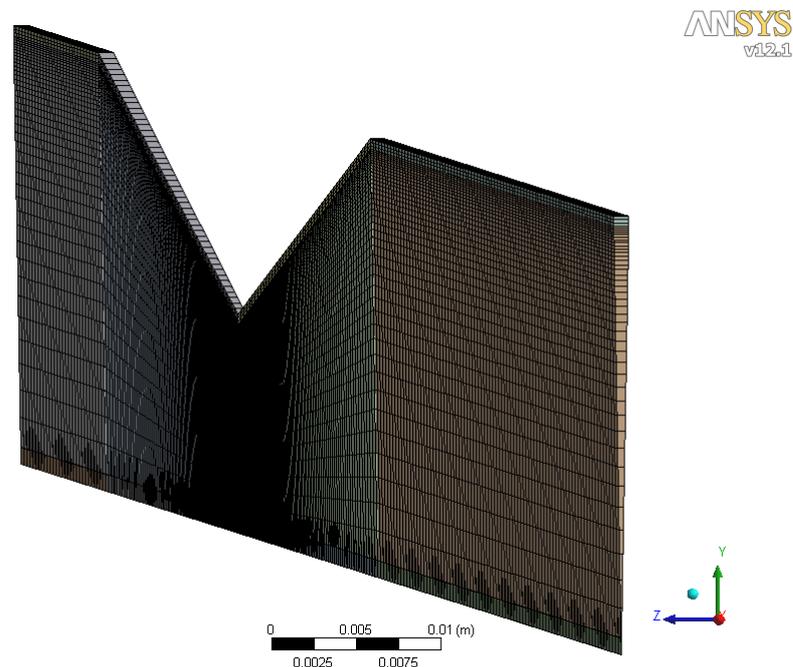


Abb. 7.6-1 Rechengitter von Modell 3 mit einem Öffnungswinkel von 2°. Farblich abgesetzt kann man die Elemente des mitmodellierten Rohres erkennen

In Abb. 7.6-2 und Abb. 7.6-3 sind Simulationsergebnisse mit einer Massenfluss-Randbedingung am Einlass (Inlet) und einer Druckrandbedingung am Auslass (Outlet) Messergebnissen gegenübergestellt. Wie bereits beim Viertelmodell kann der quasi einphasige Betriebspunkt bei einem Massenfluss von 5.8 kg/s gut wiedergegeben werden. Bei den beiden höheren Massenflusswerten zeigen sich im Druckverlauf ähnliche Abweichungen wie im Viertelmodell, d. h. von der Engstelle stromauf zum Einlass wird der Druck unterschätzt. Die Abweichung beträgt im Betriebspunkt 6.5 kg/s bis zu 35 kPa, im Betriebspunkt 7.3 kg/s bis zu 60 kPa.

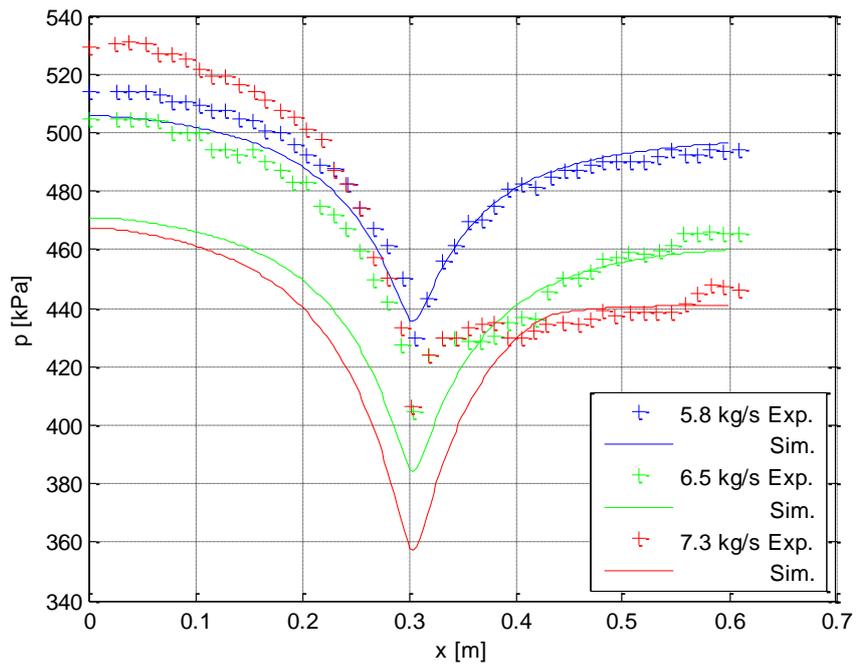


Abb. 7.6-2 Experimentelle und simulierte Werte der axialen Druckverteilung bei einer Massenstrom-Randbedingung am Einlass (Inlet) und einer Druck-Randbedingung am Auslass (Outlet)

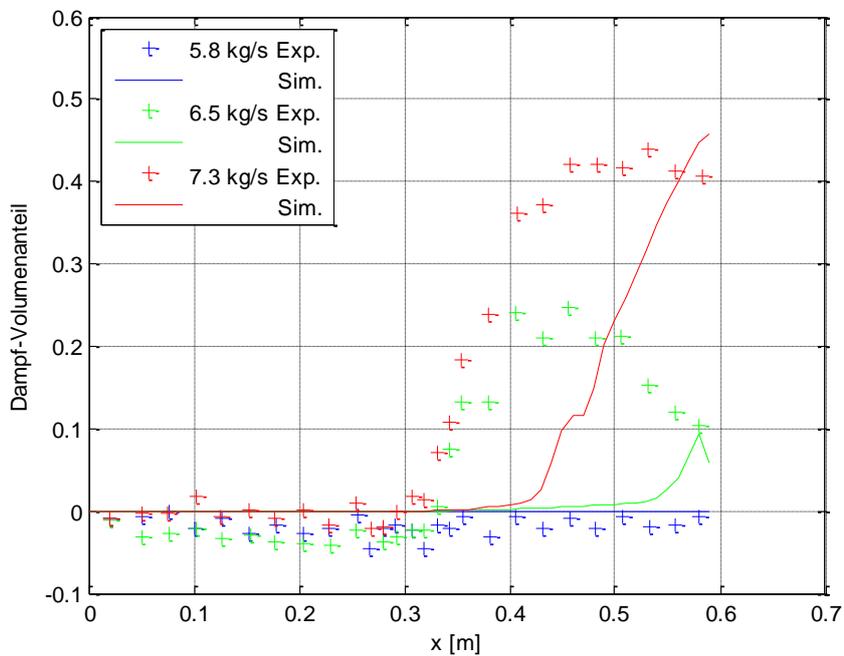


Abb. 7.6-3 Experimentelle und simulierte Werte des in der Querschnittsebene gemittelten Dampfvolumentils bei einer Massenstrom-Randbedingung am Einlass (Inlet) und einer Druck-Randbedingung am Auslass (Outlet)

In der axialen Verteilung des Dampfvolumentanteils fällt wieder auf, dass der Ort der Flashing Inception verglichen mit der Messung in der Simulation erst deutlich weiter stromab auftritt. Die Verteilung des Dampfvolumentanteils in der Schnittebene in Abb. 7.6-4 zeigt hier im Tortenstückmodell einen ähnlichen Verlauf wie im Viertelmodell (siehe Abb. 7.5-4).

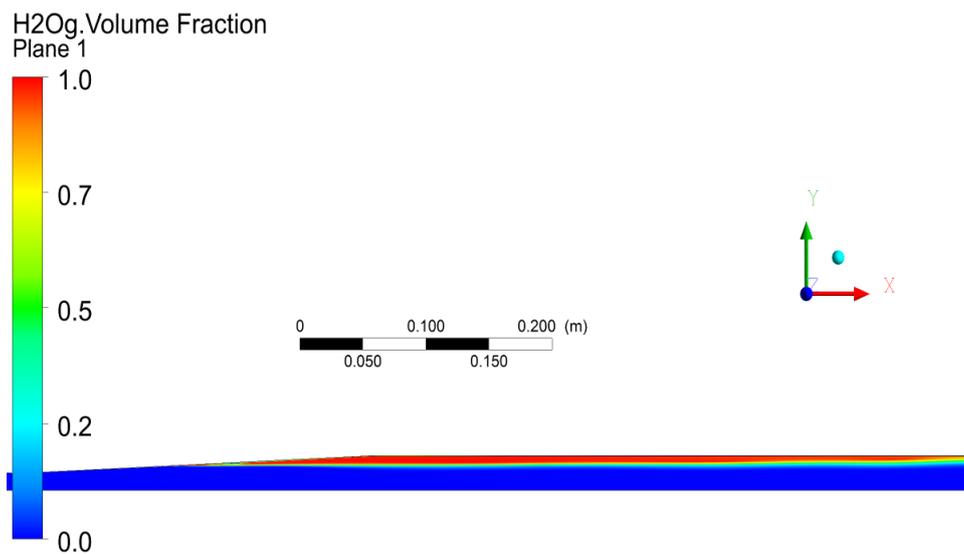


Abb. 7.6-4 Dampfvolumentanteil (H<sub>2</sub>Og.Volume Fraction) in der Schnittebene mit der Mittelachse bei einer Massenstrom-Randbedingung am Einlass (Inlet) und einer Druck-Randbedingung am Auslass (Outlet)

Der dimensionslose Wandabstand  $y^+$  liegt in den Simulationen mit dem Tortenstückmodell im Bereich bis 180. In Abb. 7.6-5 wird die Verteilung von  $y^+$  in der Simulation mit einer Massenfluss-Randbedingung am Einlass und einer Druck-Randbedingung am Auslass dargestellt.

Im Vergleich der Ergebnisse der drei Gittervarianten fallen nur geringfügige Unterschiede im berechneten Druckverlauf auf (siehe Abb. 7.4-1 , Abb. 7.5-2 und Abb. 7.6-2). Der in Abb. 7.4-2, Abb. 7.5-3 und Abb. 7.6-3 dargestellte Verlauf des Dampfvolumentanteils zeigt ebenfalls Gemeinsamkeiten. So steigt beim höchsten Massenstromwert von 7.3 kg/s der Dampfvolumentanteil bei allen drei Varianten gut 10 cm stromab der Engstelle bei  $x = 0.4$  m an. Der örtliche Verlauf des Dampfvolumentanteils bei den Massenstromwerten 6.5 kg/s und 7.3 kg/s wird allerdings in keiner Simulationsvariante getroffen. Durch die Verfeinerung des Rechengitters konnten somit die

Schwächen des Rechenmodells nicht gänzlich behoben werden, obwohl der dimensionslose Wandabstand  $y^+$  merklich reduziert werden konnte.

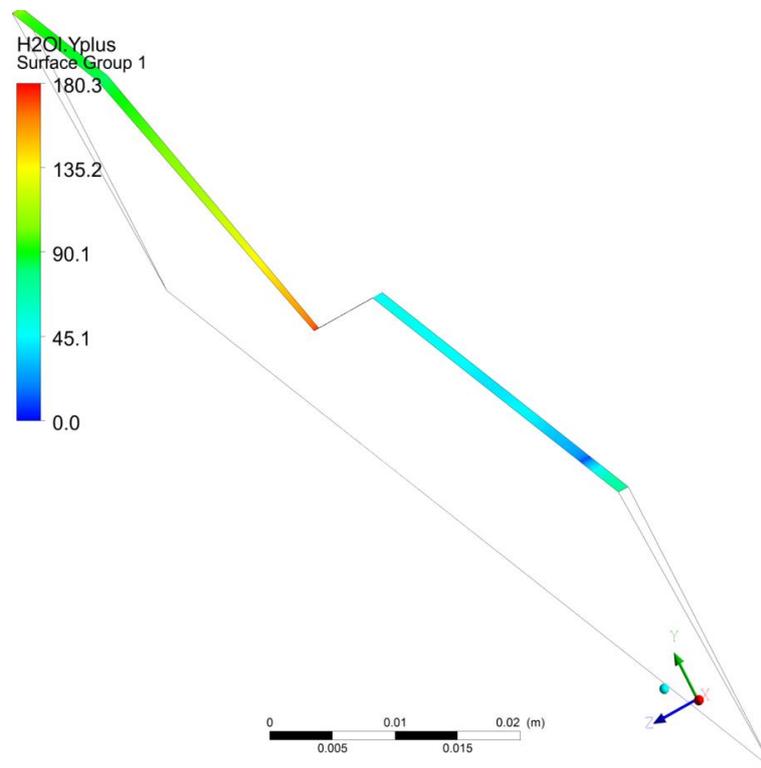


Abb. 7.6-5 Dimensionsloser Wandabstand  $y^+$  der flüssigen Phase (H2O:Yplus)

Da aus der Dokumentation der Experimente auch der Druck am Einlass bekannt ist (siehe Tab. 7.2-1), wurden auch Simulationen mit einer Druck-Randbedingung am Einlass (Inlet) und einer Druck-Randbedingung am Auslass (Outlet) durchgeführt. Abb. 7.6-6 und Abb. 7.6-7 zeigen die erzielten Ergebnisse. Durch die aufgeprägten Druckwerte am Einlass und Auslass wird der Druckverlauf stromauf und stromab von der Engstelle besser getroffen, allerdings die Druckabsenkung in der Engstelle weitaus stärker überschätzt als mit einer Massenfluss-Randbedingung am Einlass. Durch die größere Druckabsenkung wird in der Düse mehr Dampf erzeugt. Der Ort der Flashing Inception rückt näher zur Engstelle, wie man Abb. 7.6-7 entnehmen kann, liegt aber immer noch um knapp 10 cm stromab.

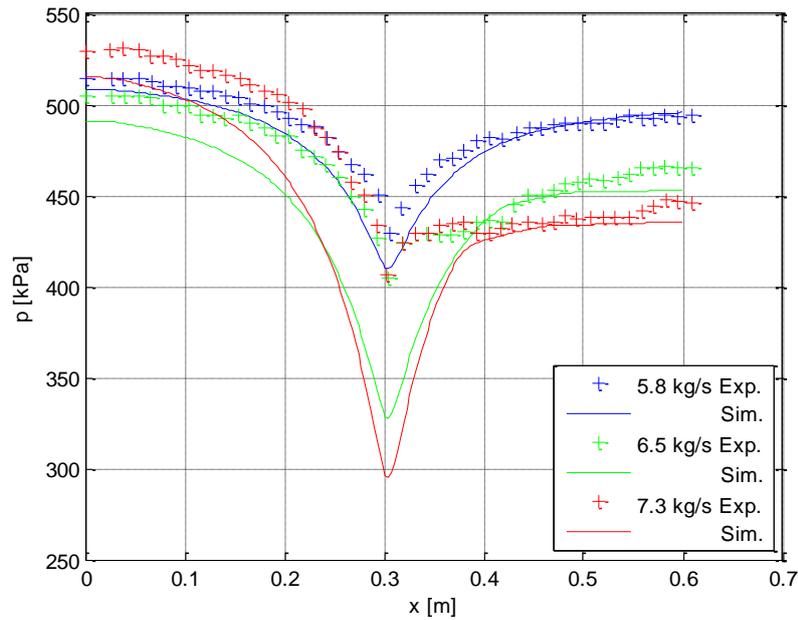


Abb. 7.6-6 Experimentelle und simulierte Werte der axialen Druckverteilung bei einer Druck-Randbedingung am Einlass (Inlet) und einer Druck-Randbedingung am Auslass (Outlet)

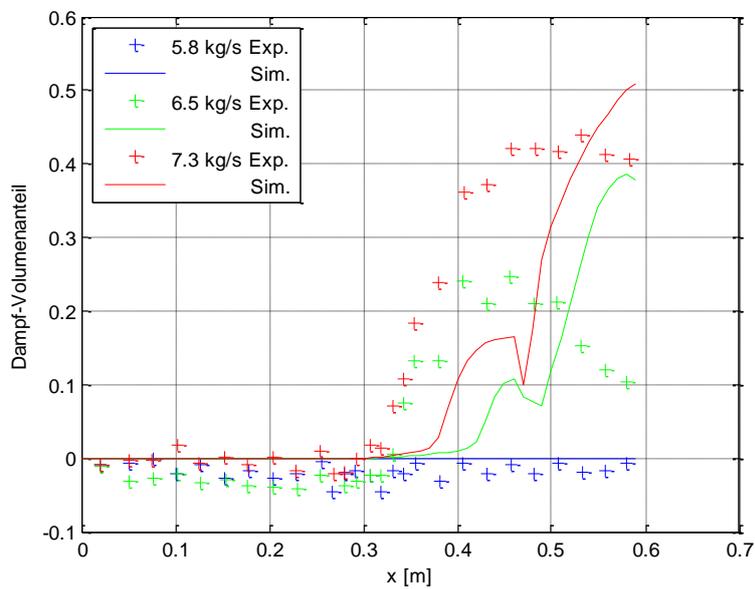


Abb. 7.6-7 Experimentelle und simulierte Werte des in der Querschnittsebene gemittelten Dampfvolumentils bei einer Druck-Randbedingung am Einlass (Inlet) und einer Druck-Randbedingung am Auslass (Outlet)

Die Simulationen mit Druck-Randbedingungen an Einlass und Auslass zeigten von den bislang vorgestellten Simulationen die größten Konvergenzprobleme. Laut dem

ANSYS CFX Benutzerhandbuch /CFX 09/ wird auch die Kombination von Massenfluss-Randbedingung am Einlass (Inlet) und Druck-Randbedingung am Auslass stabiler als die Druck-Druck-Variante eingestuft. Aber auch die Massenfluss-Druck-Varianten offenbaren ein träges Konvergenzverhalten. Am schlechtesten konnte im Verlauf der Iterationen das Residuum der Energie der Gasphase reduziert werden.

Aufgrund der schlechten Konvergenz der stationären Simulation wurde der Versuch unternommen, die Rohrströmung instationär zu berechnen. Wegen der hohen Dynamik des Phasenübergangs war in der Berechnung eine Zeitschrittweite von  $10^{-6}$  bis  $10^{-5}$  s nötig. Bei Fluidgeschwindigkeiten im einstelligen m/s-Bereich und einer Gesamtlänge des modellierten Rohrstücks von ungefähr einem Meter muss die Simulationsdauer einige zehntel Sekunden betragen, damit eine vollständig ausgebildete Strömung untersucht werden kann. Demzufolge hätte die Anzahl zu berechnender Zeitschritte bei einigen 1000 bis zu 10000 Zeitschritten gelegen, was mit einer erheblichen Rechenzeit verbunden gewesen wäre. Letztendlich ließ sich allerdings bereits in den ersten Zeitschritten keine Konvergenz erzielen, was eine instationäre Berechnung der Strömung unmöglich machte.

Abschließend betrachtet war es sowohl mit einem stationären wie mit einem instationären Ansatz nicht möglich, den korrekten Ort der Flashing Inception zu berechnen. Dieser hat aber in einem Szenario wie einer Rissleckage erheblichen Einfluss auf die Höhe der Leckrate. Liegt der Ort der Flashing Inception im Riss, so wird der Volumenstrom durch die Expansion des Gases stark verlangsamt und die Leckrate fällt deutlich geringer aus verglichen mit einem Fall, bei dem das Fluid erst beim Austritt aus dem Riss verdampft.

ANSYS CFX bietet zur Simulation des schockartigen Verdampfens eines Fluids zum einen ein generelles Eulersches Zweiphasen-Modell oder zum anderen eine Kavitationsmodellierung basierend auf der Rayleigh-Plesset-Gleichung /CFX 09/. Letztere beschreibt die Blasendynamik von einzelnen Blasen ohne Interaktion. Physikalisch betrachtet kann Flashing damit nur ungenügend beschrieben werden, da zusammenhängende Dampfgebiete entstehen, die über die Größe von einzelnen kugelförmigen Blasen weit herausgehen. Zur Berechnung des Flashing müsste daher aus Sicht der Autoren ein spezialisierter Modellierungsansatz verfolgt werden, der dem thermodynamischen Ungleichgewicht des Flashingvorganges Rechnung trägt.

## 8 Thermohydraulische und strukturmechanische Analysen zu postulierten Lecks in der Volumenausgleichsleitung

Zur Ermittlung des Verhaltens einer DWR-Kühlkreislaufschleife vom Typ Konvoi bei postulierten Durchrissen in der Volumenausgleichsleitung (VAL) wurden Berechnungen mit dem thermohydraulischen Programm ATHLET /ATH 12/, sowie mit dem strukturmechanischen Programm ADINA /ADI 10/ durchgeführt.

### 8.1 Thermodynamische Rechnungen

Im Rahmen des Vorhabens wurden mehrere thermodynamische Rechnungen mit ATHLET durchgeführt, wobei Lecks oder Brüche an verschiedenen Stellen der Volumenausgleichsleitung postuliert wurden. Abb. 8.1-1 zeigt das verwendete ATHLET-Modell, hier für den Fall der Leckstelle in der Mitte der VAL (Auswertepunkt Nr. 11).

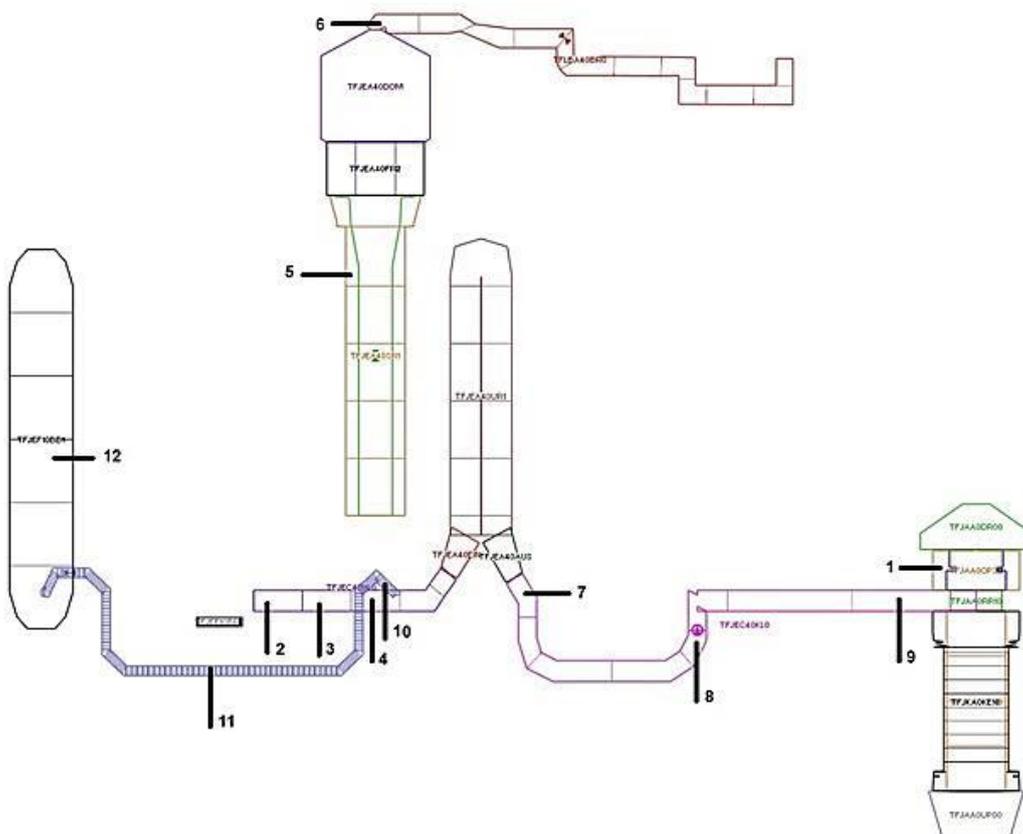


Abb. 8.1-1 Nodalisierung von Komponenten im Primärkreis, Positionen, an denen die Wandtemperaturen ermittelt wurden, hier Leckstelle in VAL-Mitte (Auswertepunkt Nr. 11)

Die postulierten Leckstellen in der Volumenausgleichsleitung sind in Abb. 8.1-2 dargestellt. Unterschieden werden im Weiteren 3 Positionen:

- Position 1: Leck in VAL nahe dem Druckhalter
- Position 2: Leck in er Mitte der VAL zwischen beiden Einbindungen
- Position 3: Leck in VAL nahe der Einbindung in die HKL.

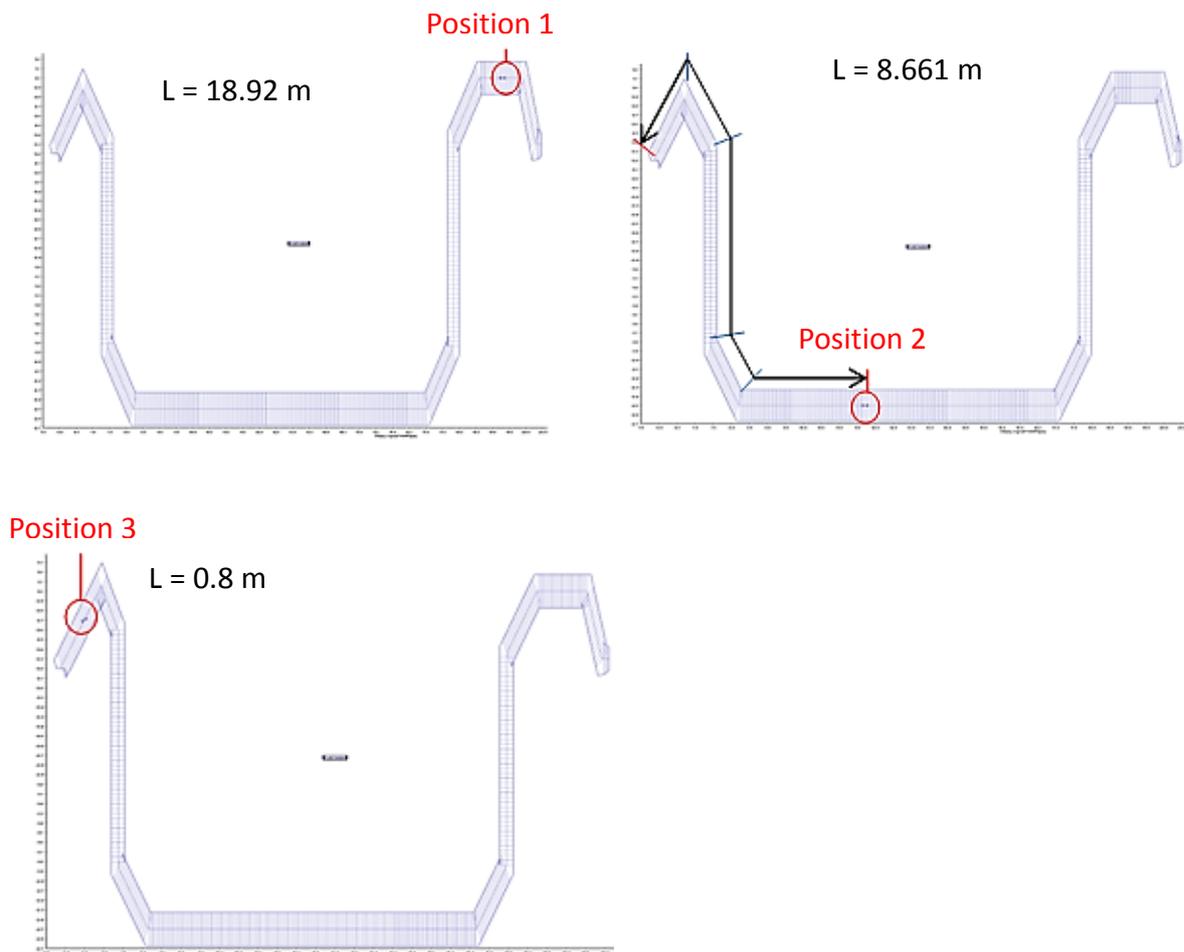


Abb. 8.1-2 Die drei Leck- bzw. Bruchpositionen in der VAL und ihr Abstand von der Hauptkühlmittelleitung (HKL)

An den ausgewählten Stellen der VAL wurden nicht nur Lecks sondern auch Brüche der VAL postuliert und mit ATHLET berechnet (siehe Abschnitt 12).

## 8.2 Ergebnisse der Rechnungen mit postulierten Lecks

Die im Folgenden beschriebenen ATHLET-Rechnungen benutzen Leckgrößen, die im Rahmen strukturmechanischer Berechnungen mit einem Finite Elemente Modell der Kühlkreislaufschleife (siehe Abschnitt 8.3) unter Betriebsbelastung bestimmt wurden, wobei an der jeweiligen Leckstelle jeweils ein Umfangsdurchriss mit 180° Erstreckung in Umfangsrichtung modelliert war. Für die Berechnung der Leckflächen aus den Verformungen der FE-Modellknoten im Rissbereich wurde ein von GRS entwickeltes Hilfsprogramm eingesetzt. Die berechneten Leckflächen innen und außen sind in Tab. 8.2-1 zusammengestellt. Dabei fällt auf, dass sich die aus der Berechnung für gleiche Umfangsrisse ergebenden Leckgrößen für die verschiedenen Positionen, abhängig von dem Rohrleitungsverlauf in der Umgebung der Leckposition, sehr unterschiedlich sind. Für das Leck in der VAL nahe des Druckhalters (Position 1) und das nahe der HKL (Position 3) wurden wesentlich kleinere Leckflächen berechnet, als für das Leck in der Mitte der VAL (Position 2). Dies ist dadurch gegeben, weil die Verformbarkeit der VAL an den Positionen 1 und 3 wesentlich geringer ist als an Position 2. In den ATHLET-Rechnungen und in den vereinfachten Leckratenmodellen kann nur eine Leckfläche berücksichtigt werden, d.h. die Veränderung der Leckfläche von innen nach außen wird vernachlässigt. Dabei wurde im Sinne der Leck-vor-Bruch Nachweismethodik der KTA 3206, bei der die Unterschätzung der Leckrate für die Leckdetektion sichergestellt sein muss, jeweils die kleinere, innen liegende Fläche verwendet. Für die Leckstelle 2 wurden Ergebnisse aus zwei Modellvarianten, die sich in der Netzfeinheit im Rissspitzenbereich unterscheiden, verwendet. Das feinere Modell ergibt wegen der besseren Approximation der Verformungen im Rissspitzenbereich infolge Plastifizierung eine etwas größere Leckfläche.

Tab. 8.2-1 Zusammenstellung von Leckflächen

Leckposition	Leckfläche innen [cm <sup>2</sup> ]	Leckfläche außen [cm <sup>2</sup> ]
1	6.2	9.2
2	15.8 <sup>1)</sup>	23.5 <sup>1)</sup>
2	14.2 <sup>2)</sup>	21.1 <sup>2)</sup>
3	4.5	6.3

<sup>1)</sup> feines FE-Modell    <sup>2)</sup> grobes FE-Modell

Die Öffnung der Lecks erfolgt jeweils im Betriebszustand in 15 ms. Danach bleiben die Lecks bei den in diesem Abschnitt beschriebenen Rechnungen konstant. Berechnungen mit veränderlicher Leckfläche sind in Abschnitt 8.2.4 beschrieben. In allen Rechnungen ist jeweils eine stationäre Rechnung von 600 s berücksichtigt, d.h. die transiente Phase nach Lecköffnung beginnt erst zu diesem Zeitpunkt.

Eine Bestimmung der Leckflächen für die postulierten Durchrisse mit vereinfachten Verfahren führte auf ein Problem. Bei der Anwendung der in der KTA 3206 /KTA 13/ beschriebenen Vorgehensweise nach Wüthrich stellt man fest, dass die postulierte Risslänge zu einer Überschreitung der Gültigkeitsgrenze für das Verfahren führt. Weiterhin erfordert die Bestimmung der zugrunde zu legenden rissöffnenden Membran- und Biegespannung zusätzliche Untersuchungen, wie sie mit dem dreidimensionalen Kreislaufschleifenmodell ohne Riss durchgeführt werden können.

### **8.2.1 Leck in der VAL nahe dem Druckhalter (Position 1)**

In Abb. 8.2-1 und Abb. 8.2-2 werden die mit ATHLET berechneten Druck- und Wandtemperaturverläufe für ein postuliertes Leck der Größe  $6.2 \text{ cm}^2$  in der VAL nahe dem Druckhalter dargestellt. Wegen der kleinen Leckgröße sind die Unterschiede in den Druckverläufen innerhalb der Volumenausgleichsleitung und insgesamt im Primärkreis vernachlässigbar.

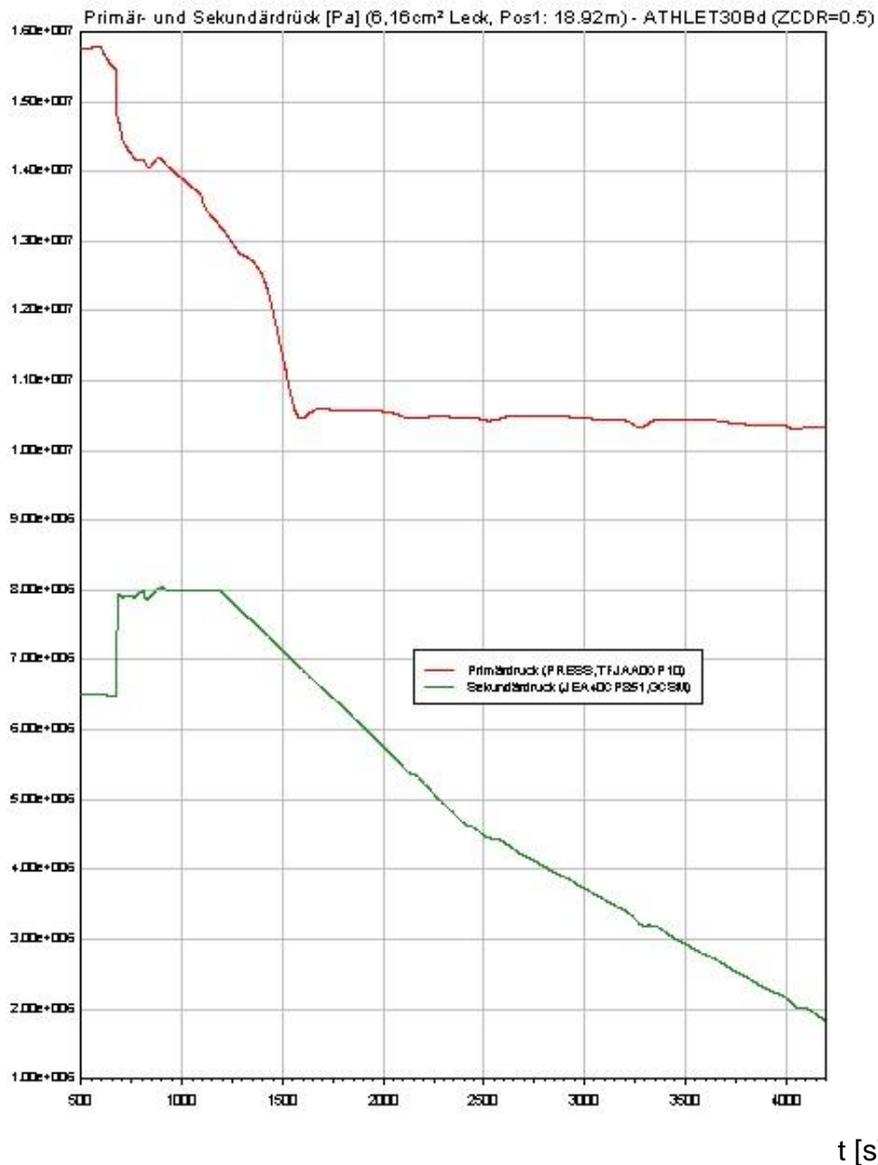


Abb. 8.2-1 Druckverlauf primär- und sekundärseitig, Leckstelle 1, Leckgröße 6.16 cm<sup>2</sup>

Aufgrund des Druckabfalls durch das sich öffnende Leck bei 600 s in der Rechnung werden 90 s später Reaktor- und Turbinenschnellabschaltung ausgelöst, nach weiteren 570 s werden die Hauptkühlmittelpumpen abgeschaltet. Sobald der Primärdruck auf 11 MPa abgefallen ist (ca. 1000 s nach Lecköffnung) werden die Sicherheitseinspeisepumpen gestartet. Aufgrund einer voreingestellten Ausschlusschaltung wird in die intakten Loops heißseitig, in den Loop mit Leck in der VAL kaltseitig eingespeist. Das eingespeiste kalte Wasser kommt aus den Fluttanks. Zusätzlich wird das sekundärseitige Abfahren der Anlage mit 100 k/h simuliert.

Wandtemperaturen [°C] (6,16cm<sup>2</sup> Leck, Pos1: 18.92m an der VAL) - ATHLET3.0Bd (ZCDR=0.5)

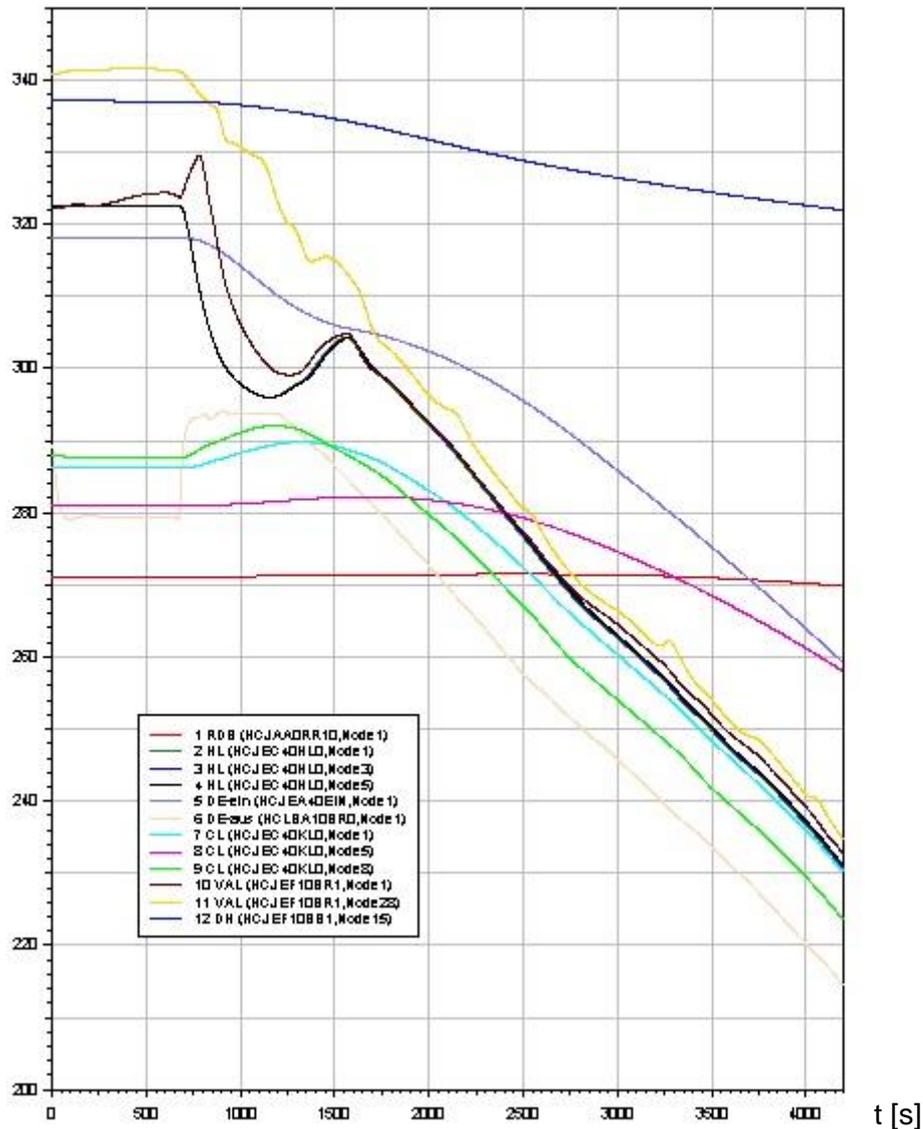


Abb. 8.2-2 Wandtemperaturverläufe an verschiedenen Positionen des Kühlkreislaufs, Leckstelle 1, Leckgröße 6.2 cm<sup>2</sup>

Abb. 8.2-3 zeigt den Leckmassenstrom als Funktion der Zeit und die Fluidtemperatur im Bereich der Leckstelle im Vergleich zur Sättigungstemperatur. Es fällt auf, dass in den ersten etwa 200 s nach Lecköffnung Satttdampf ausströmt und danach insbesondere ab ca. 1500 s (ca. 900 s nach Öffnen des Lecks) die Unterkühlung des ausströmenden Mediums zunimmt (etwa 50 K bei ca. 3000 s Transientenzeit, d.h. 2400 s nach Lecköffnung). Diese zunehmende Unterkühlung ist der Grund für den ansteigenden Massenstrom bei nahezu konstantem Innendruck.

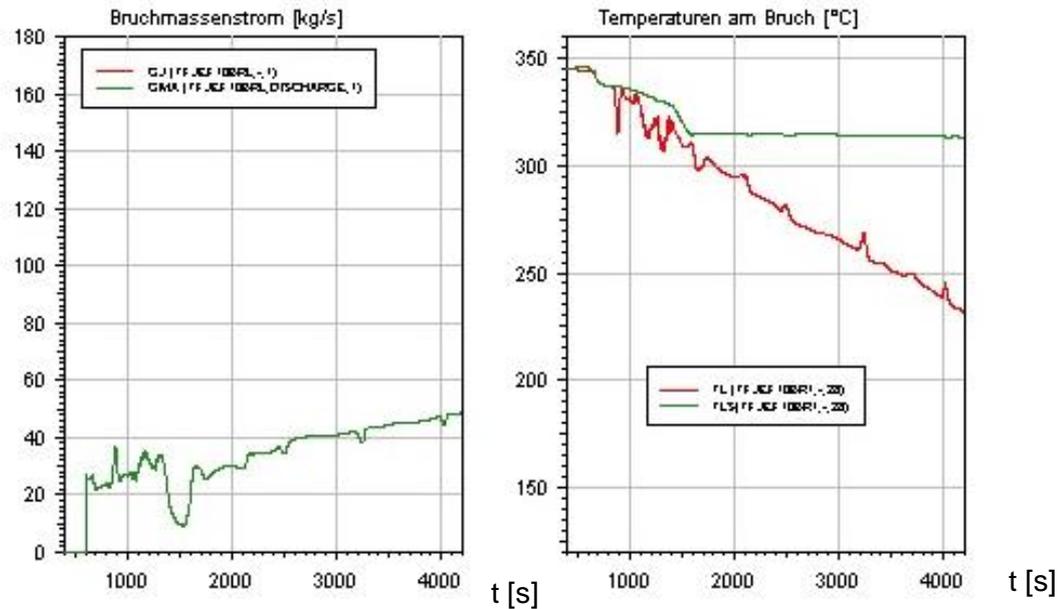


Abb. 8.2-3 Leckmassenstrom in der VAL und Fluidtemperatur im Bereich der Leckstelle (rote Kurve) im Vergleich zur Sättigungstemperatur (grüne Kurve) als Funktion der Transientenzeit in Sekunden, für das postulierte Leck in der VAL, Leckstelle 1, Leckgröße  $6.2 \text{ cm}^2$

### 8.2.2 Leck in VAL-Mitte (Position 2)

Die Abb. 8.2-4, Abb. 8.2-5 sowie Abb. 8.2-6 zeigen berechnete Drücke, Wandtemperaturen an verschiedenen Positionen des ATHLET-Modells, die Fluidtemperatur im Bereich der Leckstelle sowie den Massenstrom jeweils als Funktion der Transientenzeit für das Leck der konstanten Größe  $15.8 \text{ cm}^2$  an der Leckstelle 2. Auch in dieser Rechnung wurde das Auftreten des Lecks nach 600 s unterstellt.

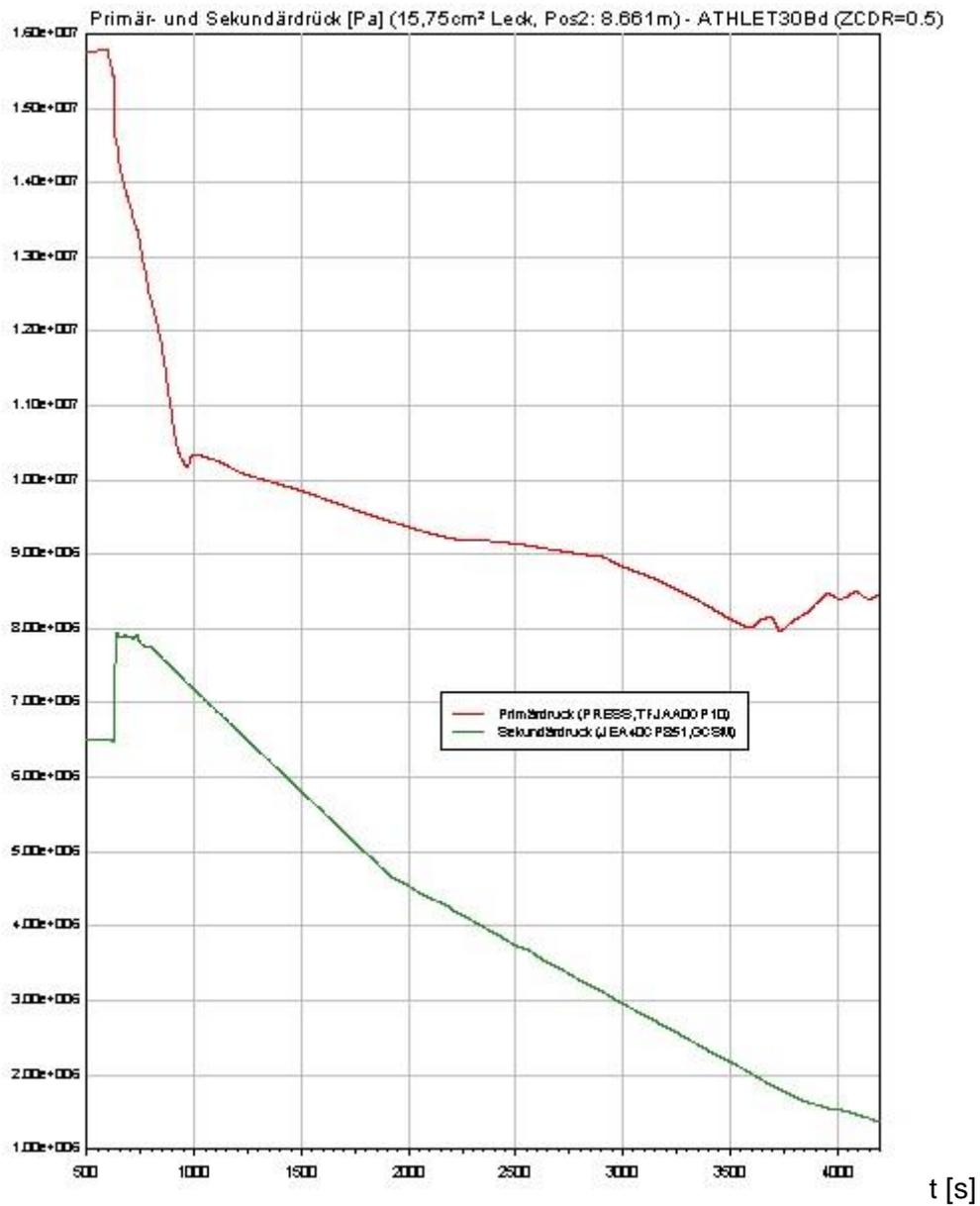


Abb. 8.2-4 Druckverläufe primär- und sekundärseitig als Funktion der Transientenzeit in Sekunden, Leckstelle 2, Leckgröße 15.8 cm<sup>2</sup>

Wandtemperaturen [°C] (15,75cm² Leck, Pos2: 8.661m an der VAL) - ATHLET3.0Bd1 (ZCDR=0.5)

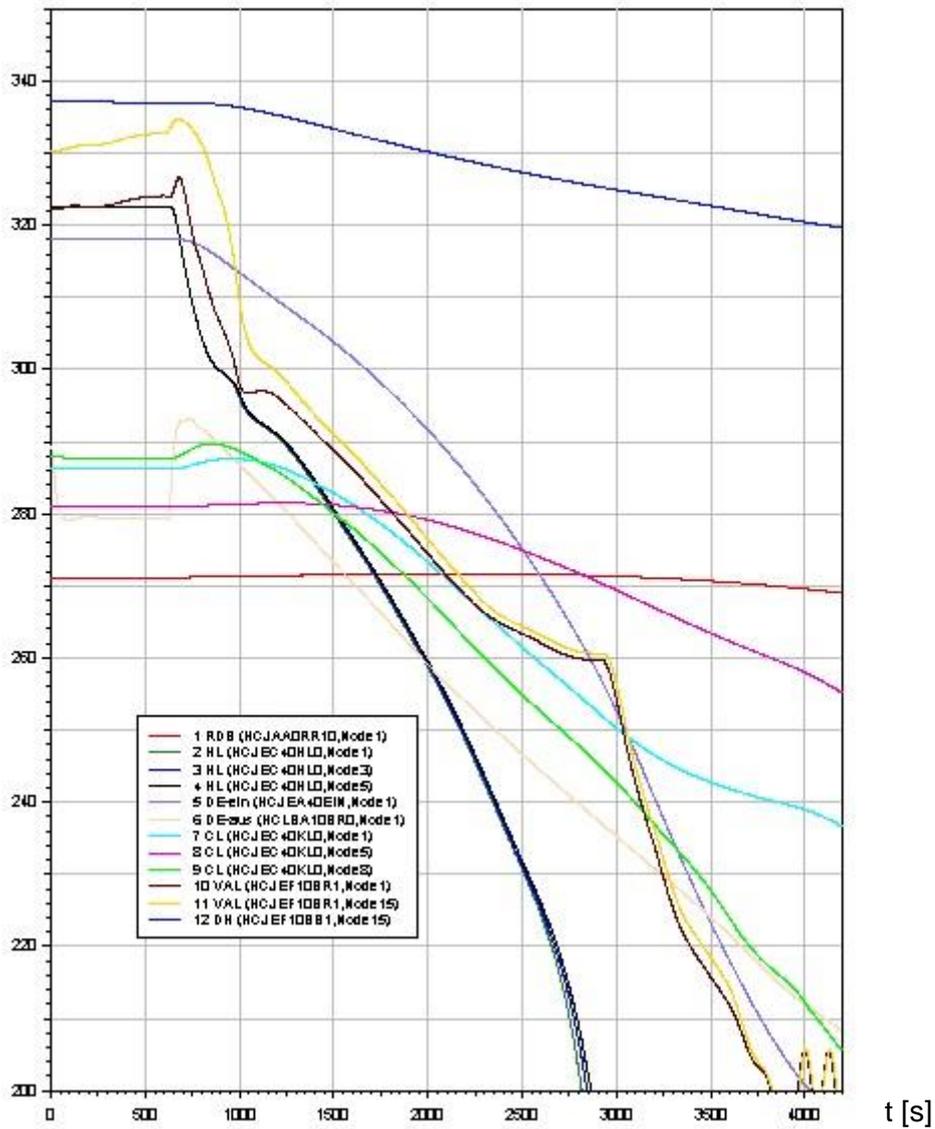


Abb. 8.2-5 Wandtemperaturverläufe an verschiedenen Positionen des ATHLET-Modells (Positionen siehe Abb.8.1-1) als Funktion der Transientenzeit in Sekunden für Leckstelle 2 (Leckgröße 15.8 cm<sup>2</sup>)

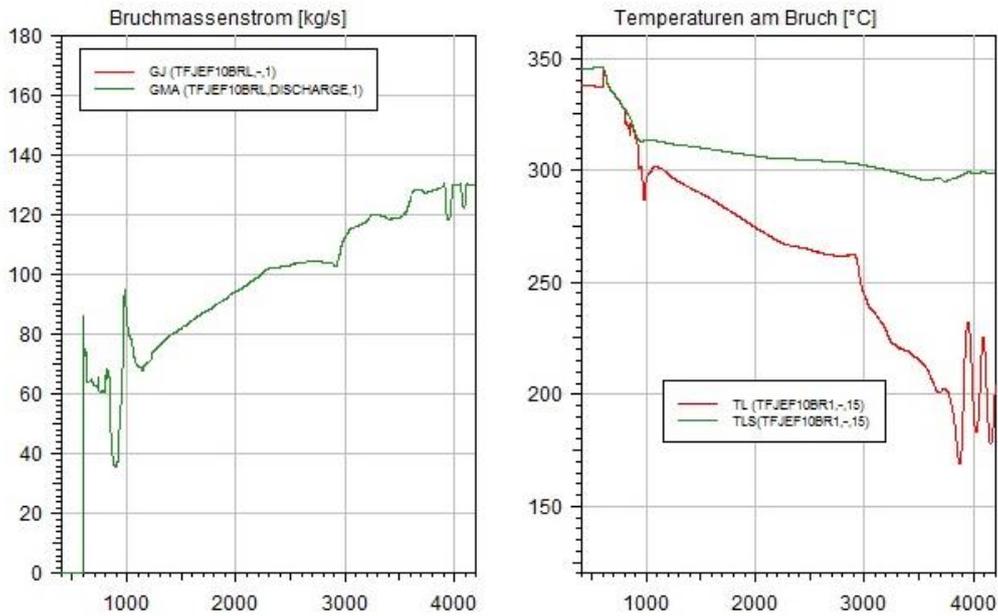


Abb. 8.2-6 zeigt, dass zu Beginn der Ausströmung in den ersten 300 s Satttdampf ausströmt und danach die Unterkühlung des ausströmenden Mediums zunimmt (etwa 60 K bei 3000 s Transientenzeit, d.h. 2400 s nach Lecköffnung).

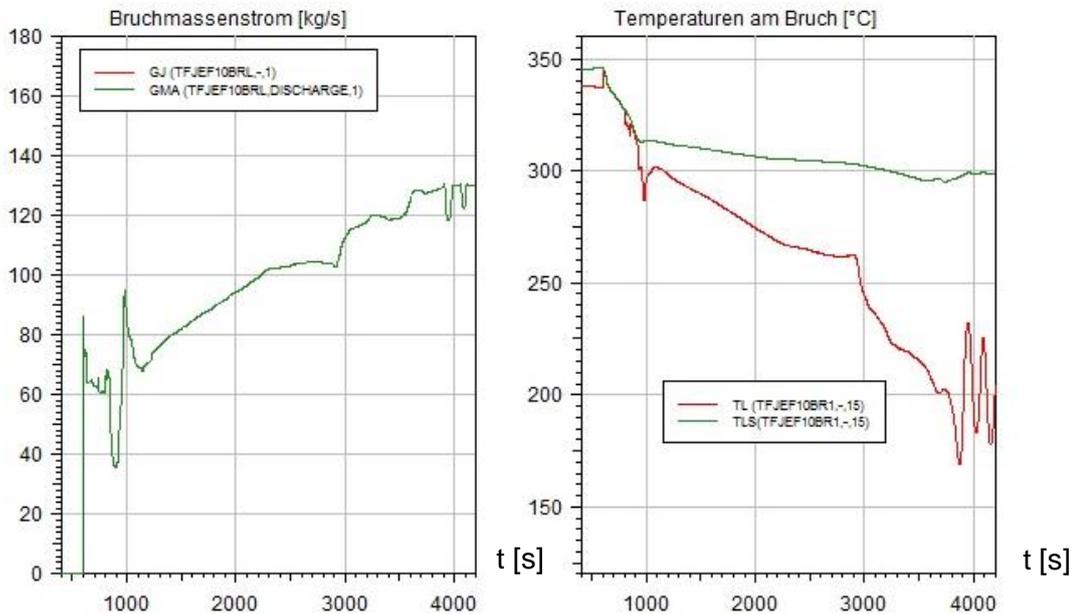


Abb. 8.2-6 Leckmassenstrom in der VAL und Fluidtemperatur im Bereich der Leckstelle (rote Kurve) im Vergleich zur Sättigungstemperatur als Funktion der Transientenzeit in Sekunden, für das postulierte Leck in der VAL, Leckstelle 2 (Leckgröße 15.8 cm<sup>2</sup>)

### 8.2.3 Leck in VAL nahe HKL (Position 3)

Für ein postuliertes Leck der Größe  $4.5 \text{ cm}^2$  in der VAL nahe der HKL, das kleinste der untersuchten Lecks, ergeben sich die in (Abb. 8.2-7 bis Abb. 8.2-9) gezeigten Drücke, Wandtemperaturen und Massenströme. Auch in dieser Rechnung wurde das Auftreten des Lecks nach 600 s unterstellt.

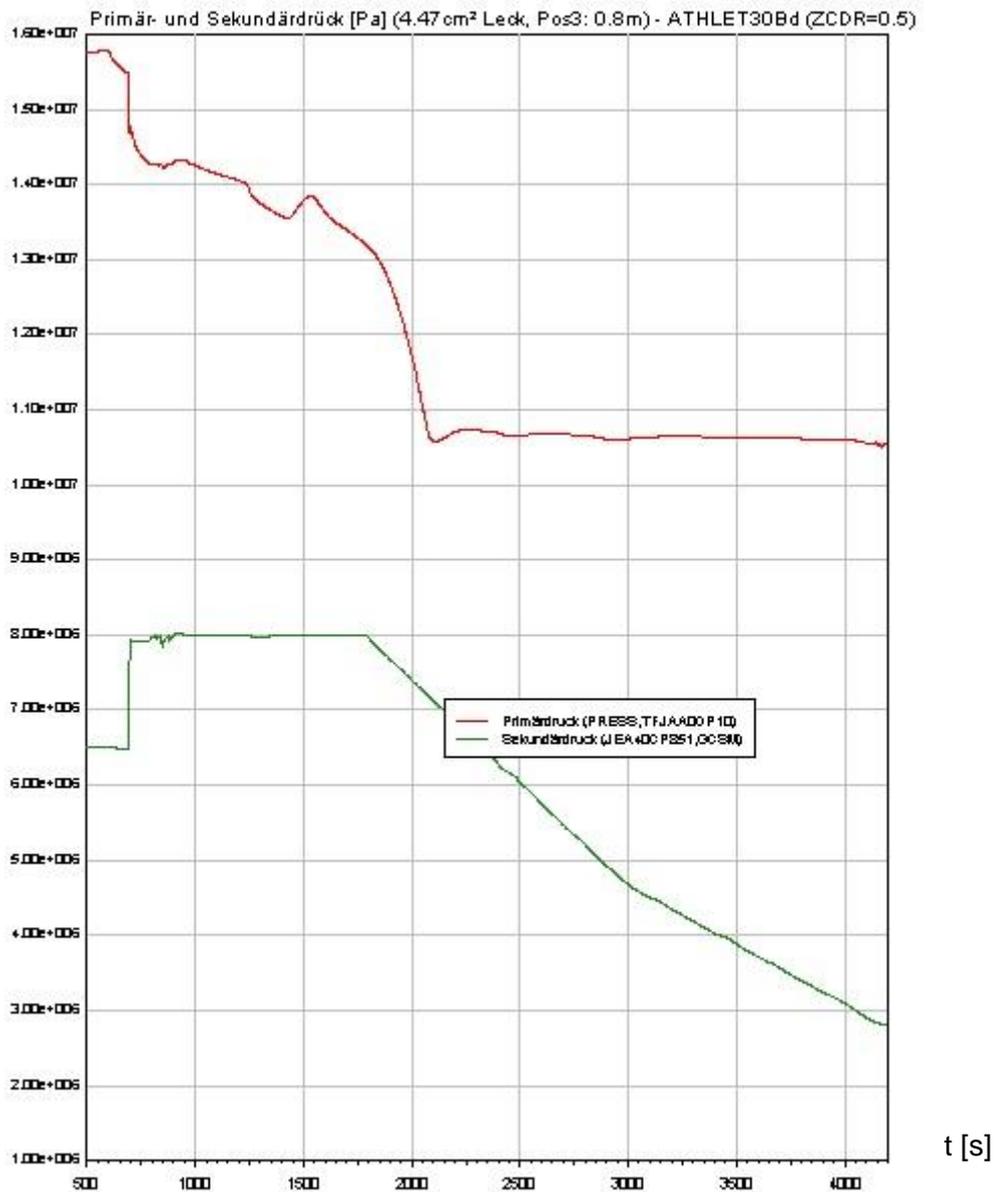


Abb. 8.2-7 Druckverläufe primär- und sekundärseitig als Funktion der Transientenzeit in Sekunden, Leckstelle 3, Leckgröße  $4.5 \text{ cm}^2$

Wandtemperaturen [°C] (4.47 cm<sup>2</sup> Leck, Pos3: 0.8m an der VAL) - ATHLET3.0Bd1 (ZCDR=0.5)

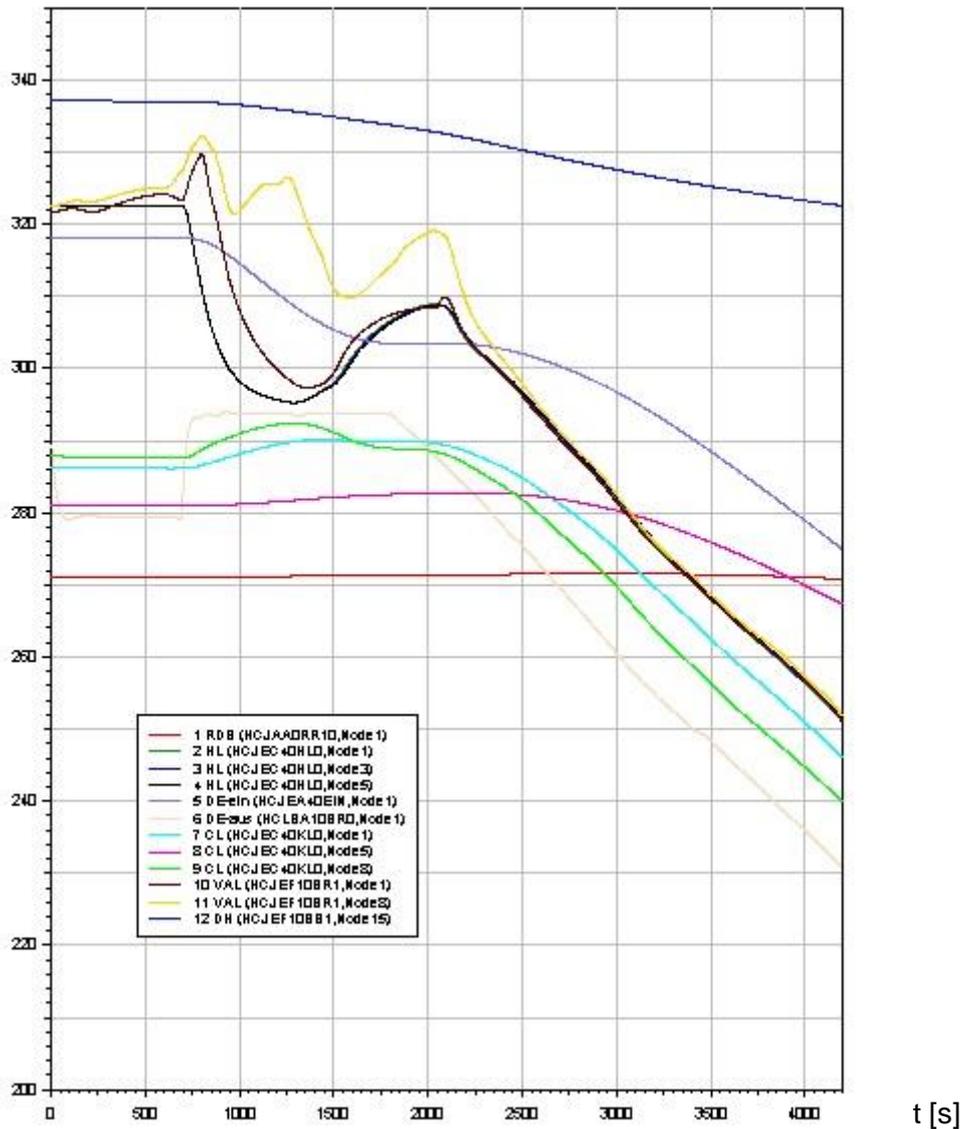


Abb. 8.2-8 Wandtemperaturverläufe an verschiedenen Positionen des ATHLET-Modells (Positionen siehe Abb.8.1-1), Leckstelle 3, Leckgröße 4.5 cm<sup>2</sup>

Abb. 8.2-9 zeigt den Leckmassenstrom als Funktion der Zeit und die Fluidtemperatur im Bereich der Leckstelle im Vergleich zur Sättigungstemperatur. Es fällt auf, dass während der Lecktransiente innerhalb der ersten ca. 1500 s nach Lecköffnung teilweise Dampf bzw. Satttdampf und teilweise unterkühltes Wasser ausströmt und danach ab ca. 2100 s Transientenzeit die Unterkühlung des ausströmenden Mediums zunimmt (etwa 40 K bei ca. 3000 s Transientenzeit, d.h. 2400 s nach Lecköffnung). Dies ist bedingt durch den vergleichsweise kleinen Leckquerschnitt über den deutlich weniger Energie abgeführt werden kann. Das spiegelt sich auch im Druckverlauf insbesondere

auf der Sekundärseite wieder, der länger auf hohem Niveau verharret, bevor das sekundärseitige Abfahren mit 100 K/h wirksam wird.

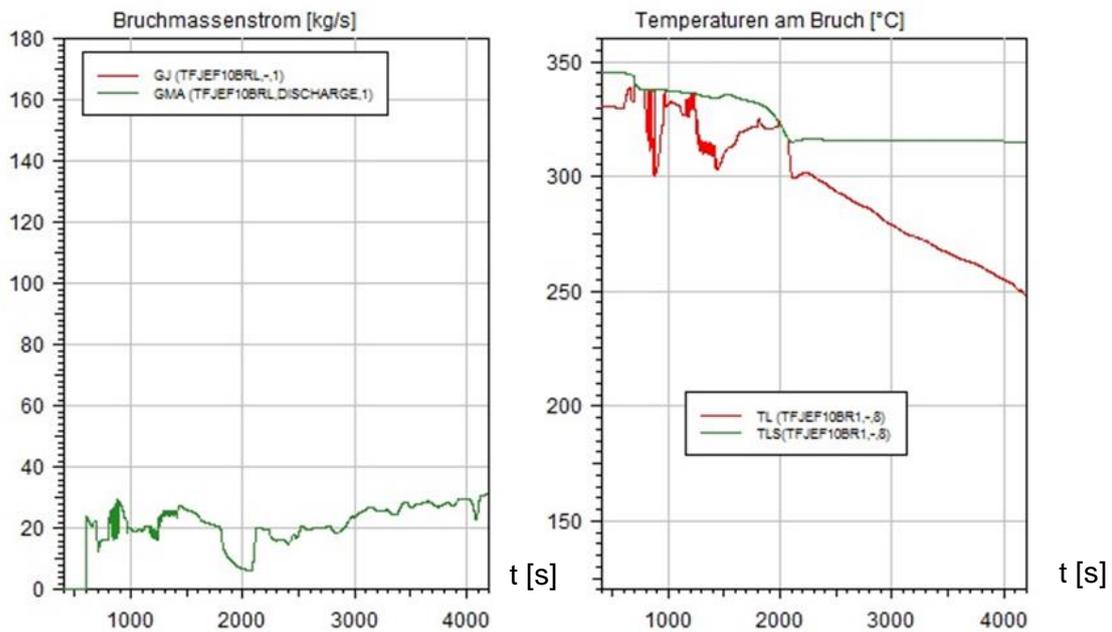


Abb. 8.2-9 Leckmassenstrom in der VAL und Fluidtemperatur im Bereich der Leckstelle (rote Kurve) im Vergleich zur Sättigungstemperatur (grüne Kurve) als Funktion der Transientenzeit in Sekunden, für das postulierte Leck in der VAL an der Leckstelle 3

#### 8.2.4 Ergebnisse der Rechnungen zu einem Leck in VAL-Mitte (Position 2) mit veränderlicher Größe

Als erster Ansatz für eine Kopplung der thermodynamischen und strukturellen Analysen wurde eine ATHLET-Rechnung mit zeitlich veränderlicher Leckgröße durchgeführt. Dabei wurde die Leckstelle 2 betrachtet und die Leckgröße entsprechend der im Abschnitt 8.3 beschriebenen Ergebnisse der strukturellen Berechnung mit Druck- und Temperaturtransienten aus Abschnitt 12. verwendet. Abb. 8.2-10 zeigt den in der ATHLET-Rechnung verwendeten Zeitverlauf der Leckgröße.

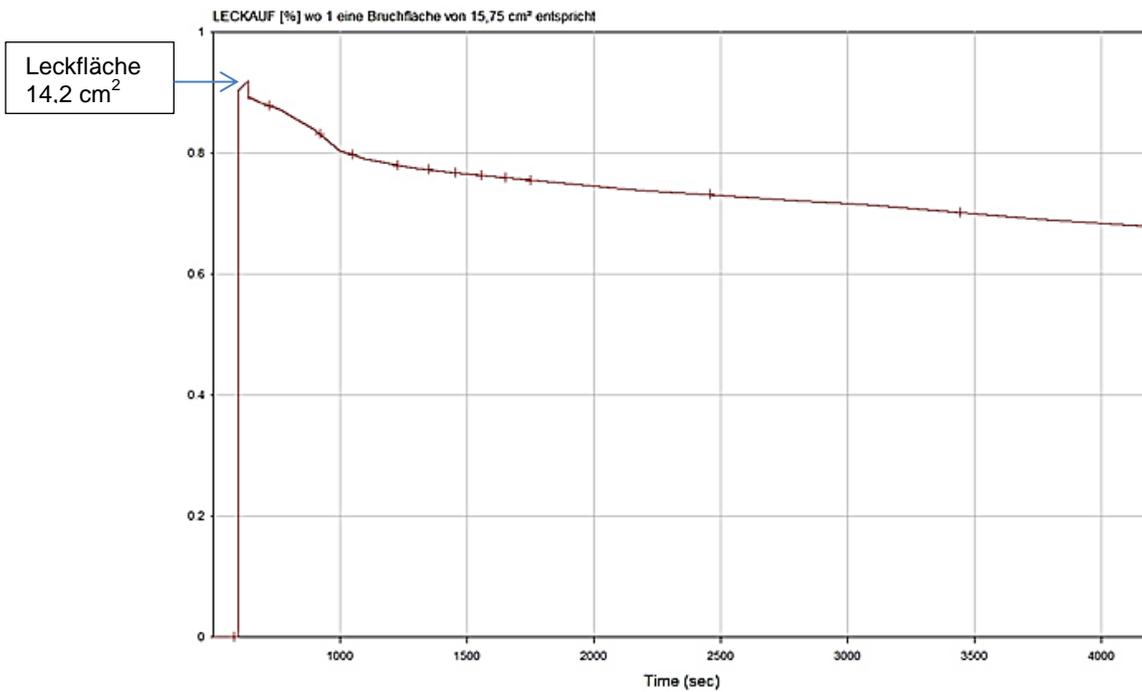


Abb. 8.2-10 Zeitverlauf der Leckgröße bezogen auf 15.8 cm<sup>2</sup>

Ausgewählte Ergebnisse der thermohydraulischen Berechnung hinsichtlich der Druckverläufe und Wandtemperaturen sind in den Abb. 8.2-11 und Abb. 8.2-12 dargestellt.

Die Stellen, an denen die Wandtemperaturen ausgewertet wurden, sind aus Abb. 8.1-1 ersichtlich.

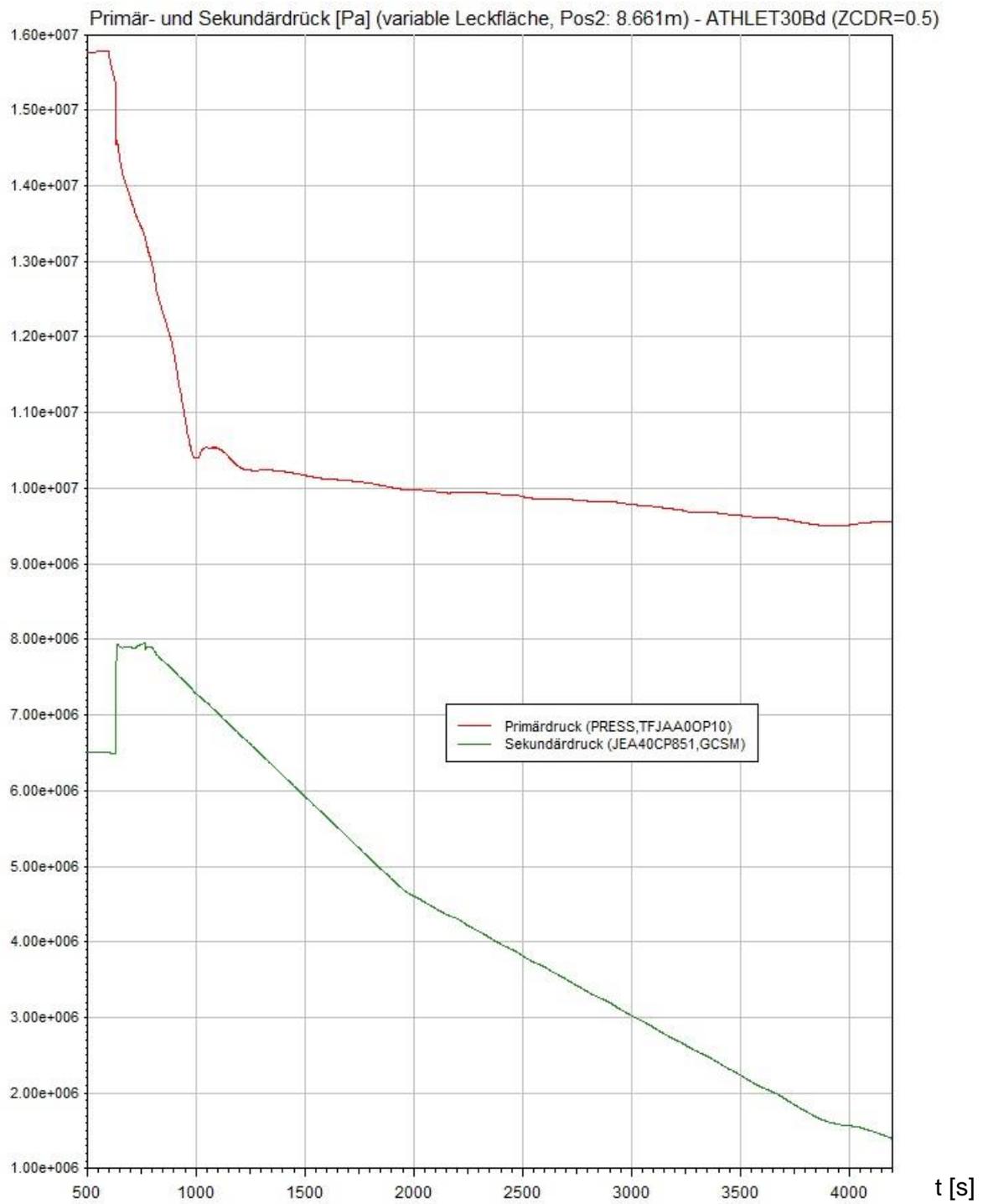


Abb. 8.2-11 Druck (in Pa) im Primär- und Sekundärkreis von 500 bis 4200 s, Leck mit abnehmender Größe (Position 2)

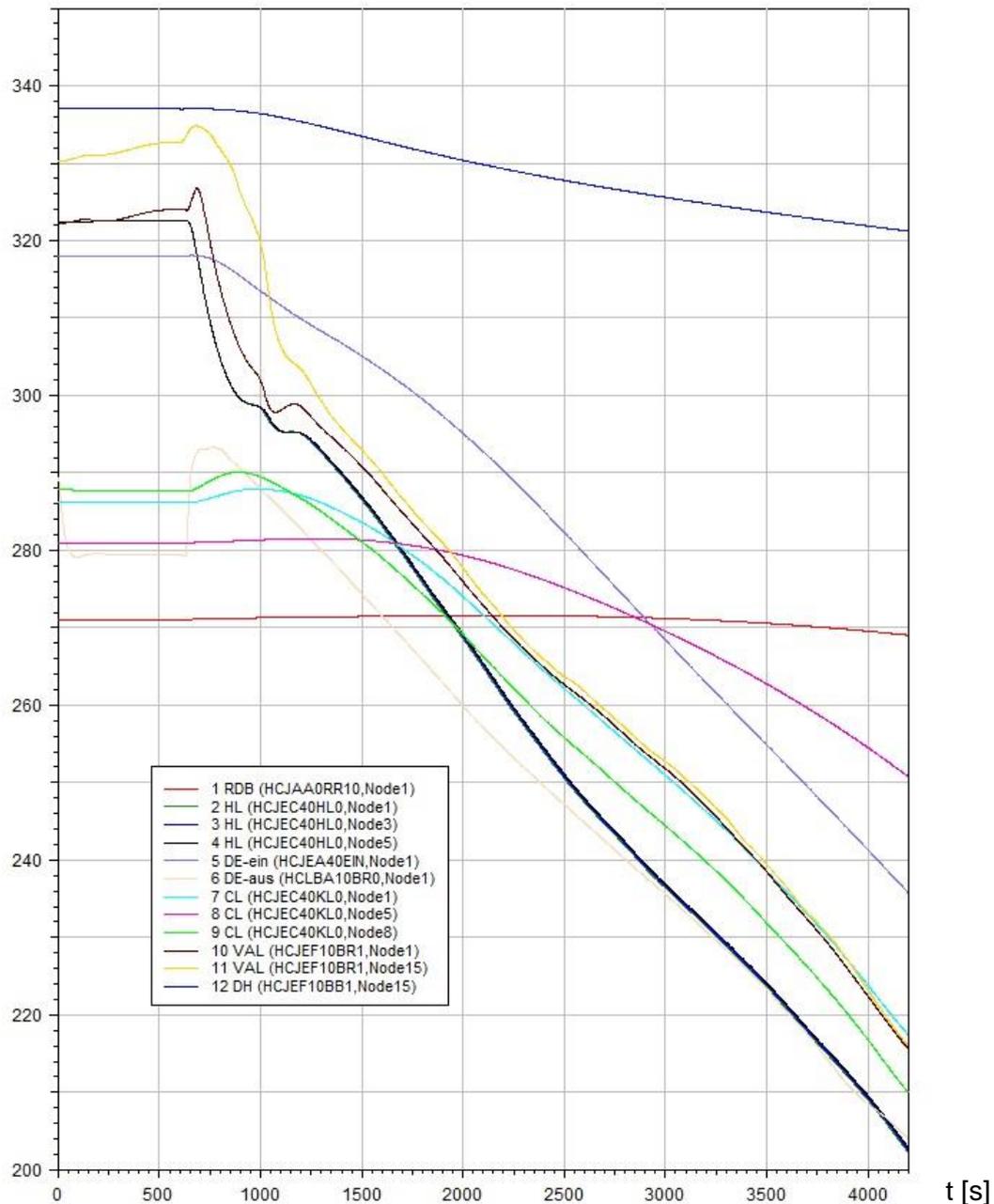


Abb. 8.2-12 Wandtemperaturen (in °C) zwischen 500 und 4200 s, Bezeichnung der Auswertestellen gemäß Abb. 8.1-1, Leck mit abnehmender Größe (Position 2)

In Abb. 8.2-13 sind außerdem die Temperaturverläufe an der Leckstelle im Fluid im Vergleich zur Sättigungstemperatur dargestellt. Dabei fällt auf, dass zu Beginn des postulierten Leckstörfalls (ab 600 s) etwa 300 s lang Satttdampf und danach das Medium mit einer zunehmenden Unterkühlung ausströmt.

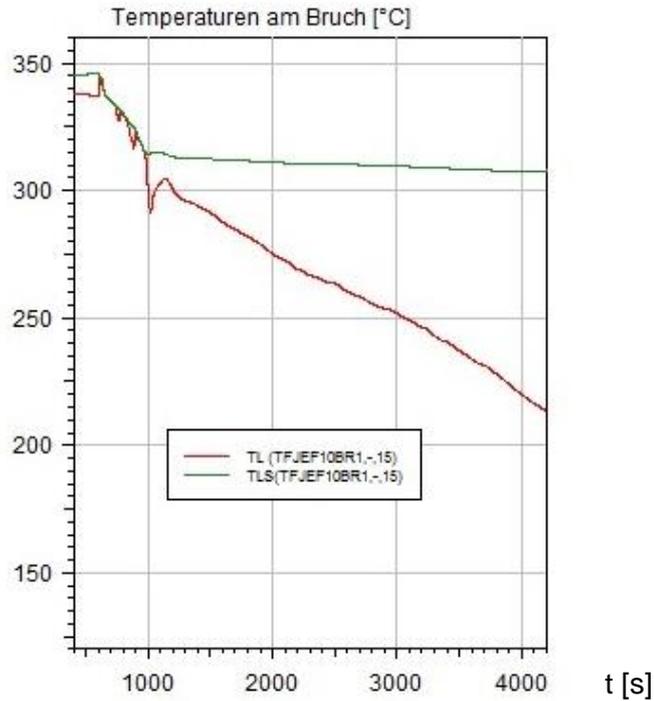


Abb. 8.2-13 Fluid- und Wandtemperatur (in °C) zwischen 500 und 4200 s, an der Leckstelle (Position 2)

Abb. 8.2-14 und Abb. 8.2-15 zeigen Vergleiche des Primärkreisdrucks und der Fluidtemperatur an der Leckstelle für die Rechnungen mit konstanter bzw. abnehmender Leckfläche. Abb. 8.2-16 zeigt den entsprechenden Vergleich der Massenströme als Funktion der Transientenzeit.

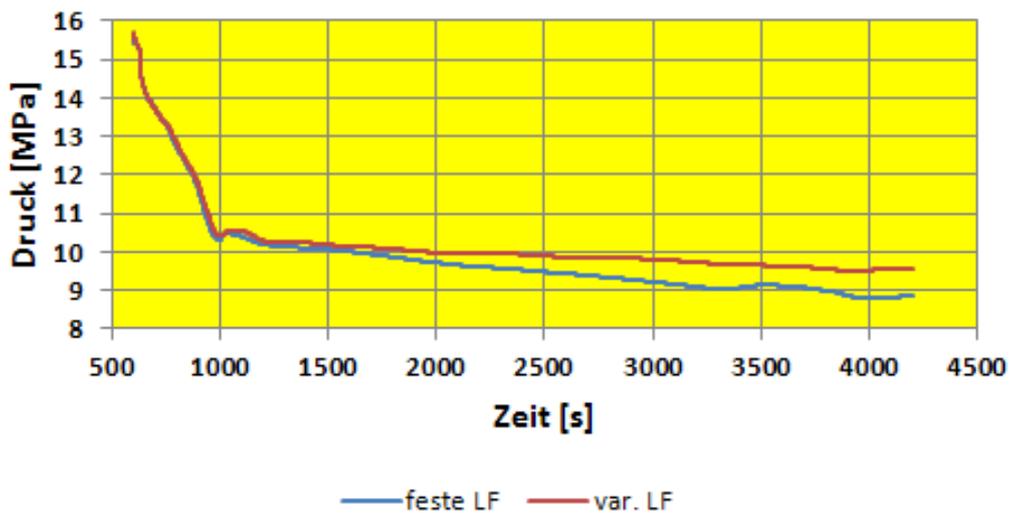


Abb. 8.2-14 Primärkreisdruck zwischen 600 und 4200 s, Rechnung mit konstanter bzw. abnehmender Leckfläche, Leck (Position 2)

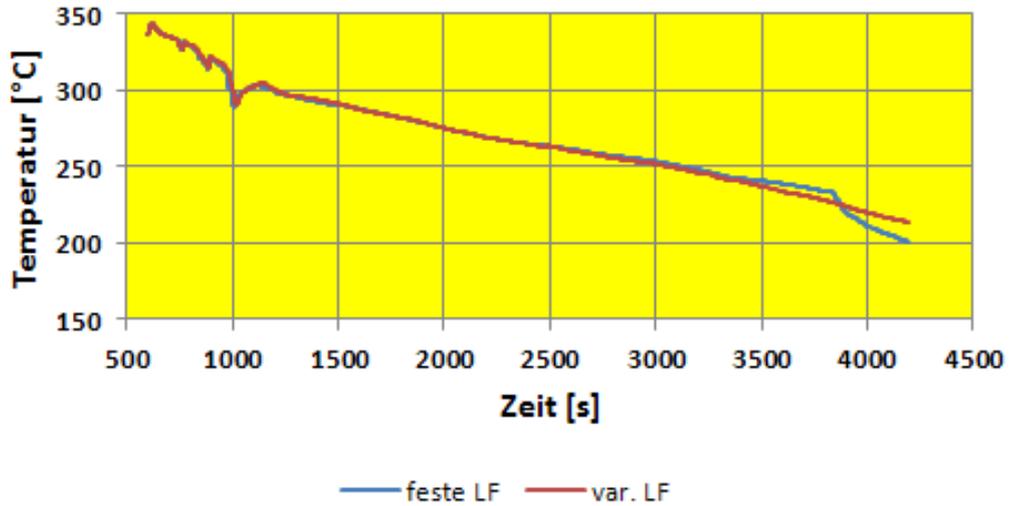


Abb. 8.2-15 Fluidtemperatur zwischen 600 und 4200 s, Rechnung mit konstanter bzw. abnehmender Leckfläche an der Leckstelle 2

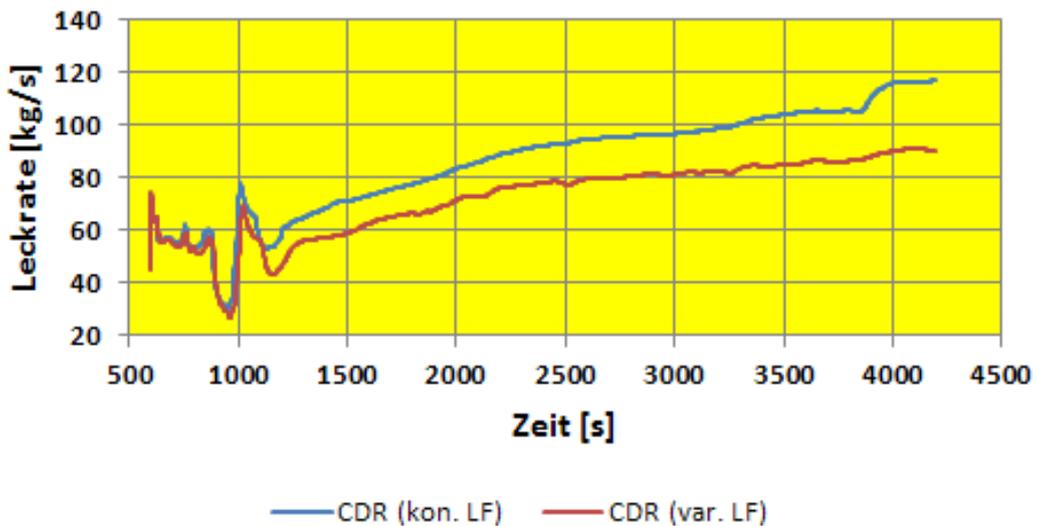


Abb. 8.2-16 Massenströme für das postulierte Leck in der VAL an der Leckstelle 2 mit konstanter bzw. abnehmender Leckfläche

Die Ergebnisse zeigen insbesondere, dass nach etwa 1 h Transientenzeit der Primärkreisdruck im Fall der abnehmenden Leckfläche ca. 8 % größer und die Leckrate entsprechend ca. 23 % kleiner ist als im Fall mit konstanter Leckfläche.

### 8.3 Strukturmechanische Berechnungen mit dem Kreislaufschleifenmodell

Basis für die hier durchgeführten strukturmechanischen Berechnungen ist das im Rahmen von RS1039 /GRS 99/ entwickelte Kreislaufschleifenmodell vom Typ Konvoi (siehe Abb. 8.3-1)

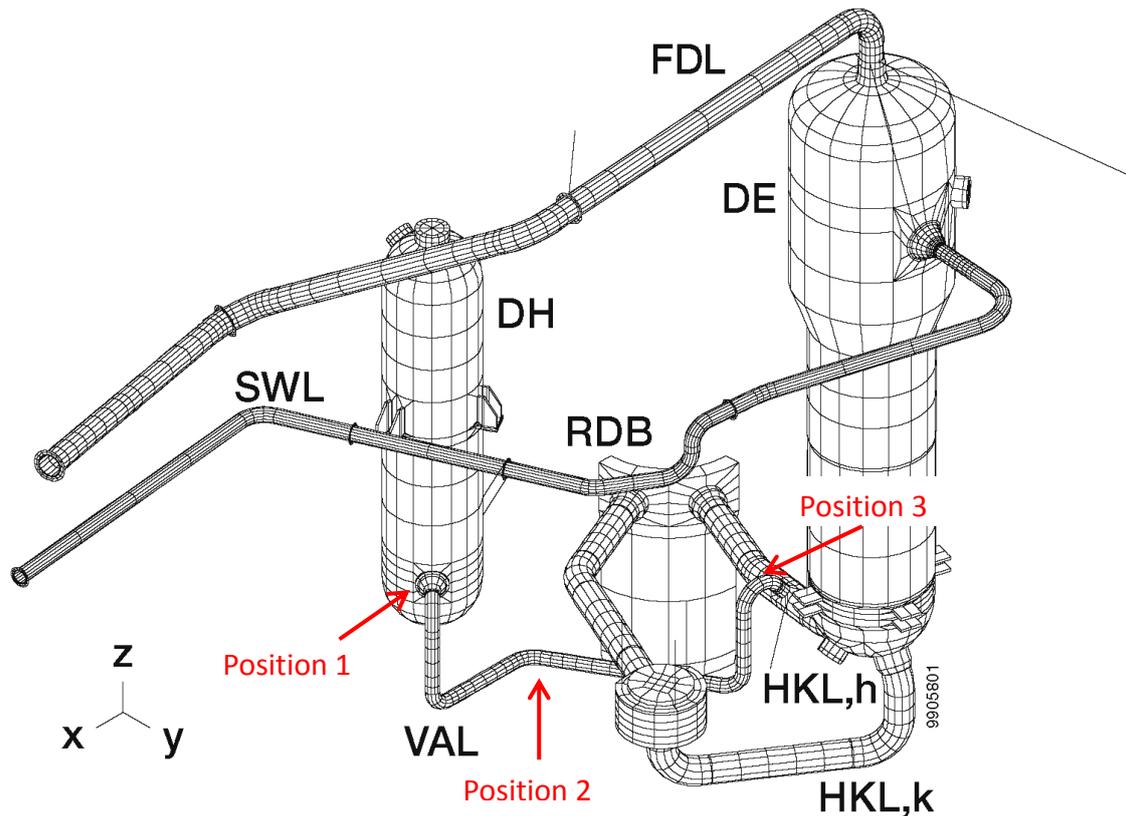


Abb. 8.3-1 Finite Elemente Modell einer DWR-Kreissschleife vom Typ Konvoi mit Markierung der Leckpositionen

#### 8.3.1 Ergebnisse zur Betriebsbeanspruchung

Abb. 8.3-2 zeigt die Temperaturverteilung im Kreislaufschleifenmodell auf Basis der ATHLET-Ergebnisse für die Betriebsbelastung.

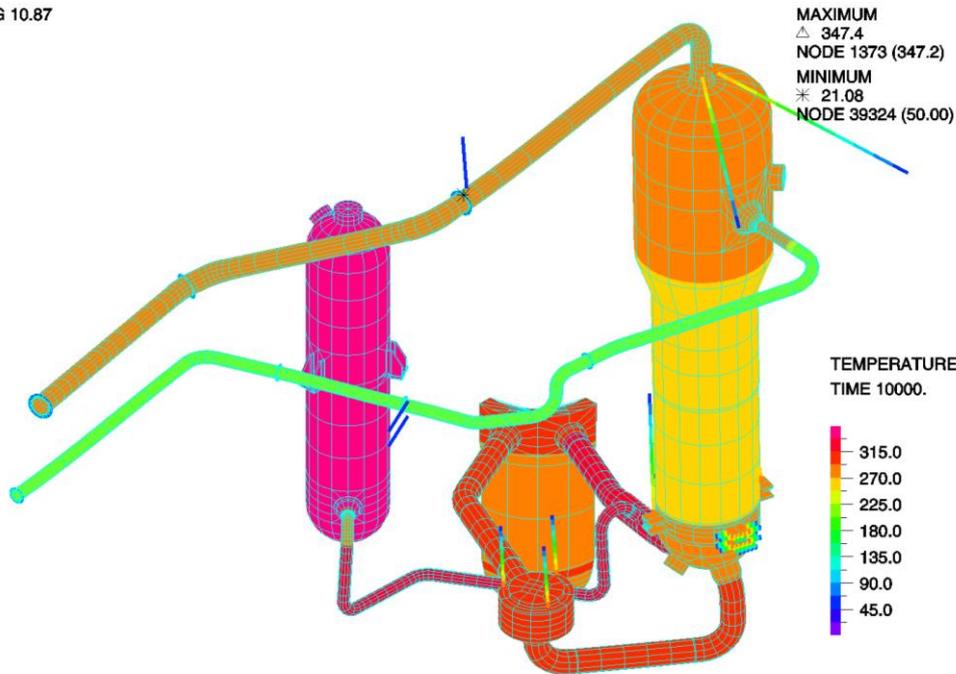


Abb. 8.3-2 Temperaturen im Kreislaufschleifenmodell bei Betriebsbedingungen

An den postulierten Leckstellen in der VAL wurde jeweils ein Teil des ursprünglichen Modells der Volumenausgleichsleitung durch einen neuen Modellabschnitt mit 180°-Umfangsdurchriss ersetzt. Abb. 8.3-3 bis Abb. 8.3-5 zeigen jeweils den neuen Abschnitt mit Verformung und Verteilung der Vergleichsspannungen.

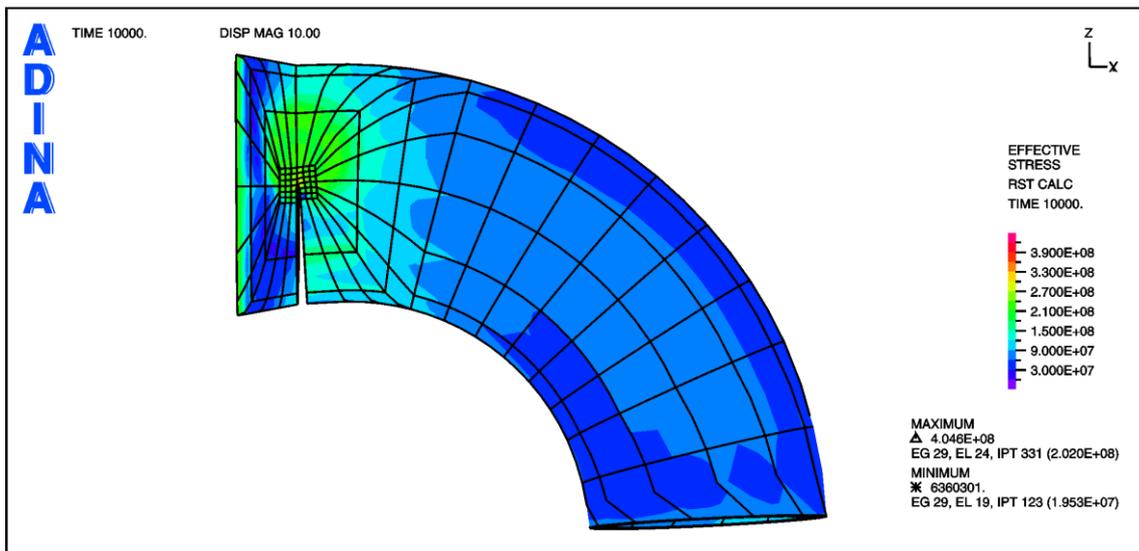


Abb. 8.3-3 Seitenansicht des neuen Modellteils an Leckstelle 1 in der VAL nahe des DH mit Vergleichsspannungen bei Betriebsbedingungen (Verformungsfaktor 10)

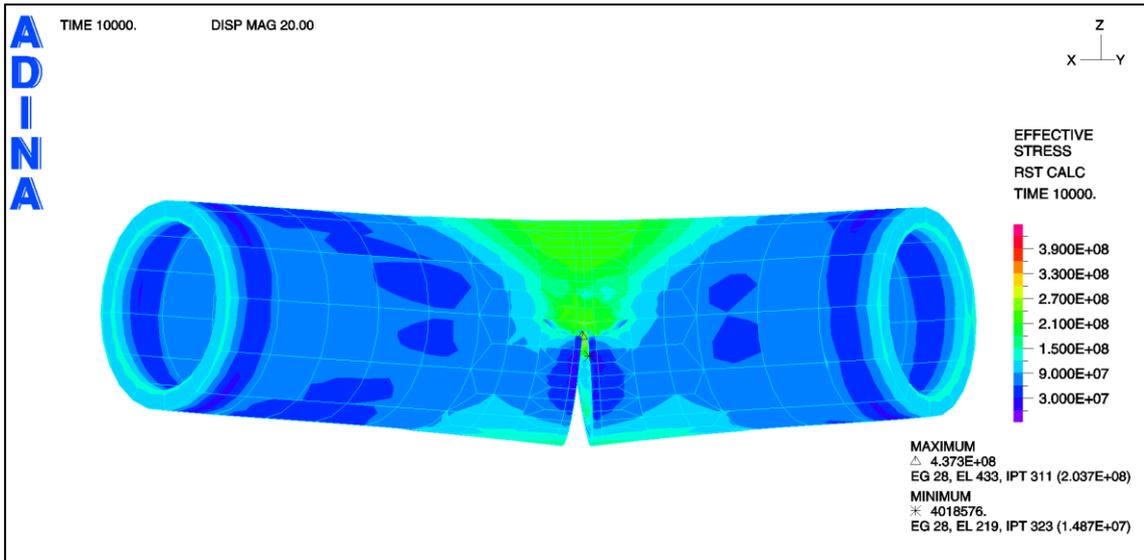


Abb. 8.3-4    Seitenansicht des neuen Modellteils an Leckstelle 2 in der Mitte der VAL mit Vergleichsspannungen bei Betriebsbedingungen (Verformungsfaktor 20)

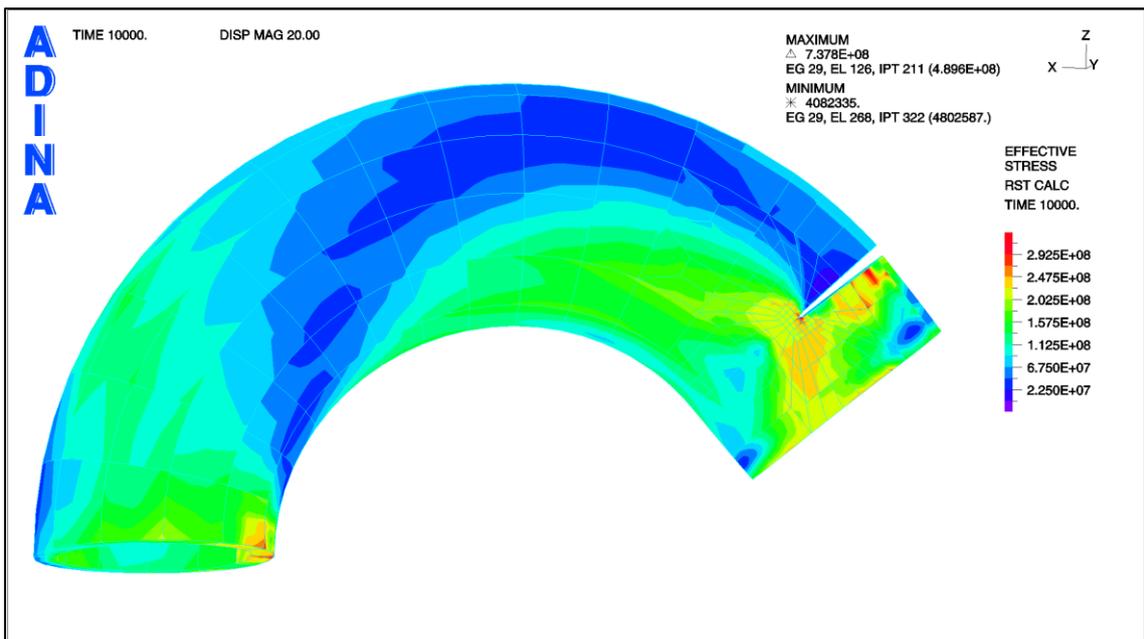


Abb. 8.3-5    Seitenansicht des verformten neuen Modellteils an Leckstelle 3 in der VAL nahe der HKL bei Betriebsbedingungen (Verformungsfaktor 20)

### 8.3.2 Ergebnisse für ein Leck in VAL-Mitte (Position 2)

Mit den von ATHLET berechneten Druck- und Temperaturverläufen für den Fall eines Lecks mit  $15.8 \text{ cm}^2$  an der Leckstelle 2 (Mitte der VAL) wurden strukturmechanische Berechnungen mit dem Kreislaufschleifenmodell durchgeführt. Abb. 8.2-4 und Abb. 8.2-5 in Abschnitt 8.2.2 zeigen die Druck- und Wandtemperaturverläufe, die als Belastung verwendet werden. Der Beginn der Transiente liegt in der ATHLET-Rechnung bei 600 s. Abb. 8.3-6 zeigt das Kreislaufschleifenmodell mit den aus der ATHLET-Rechnung abgeleiteten Temperaturen für die Transientenzeit 3600 s.

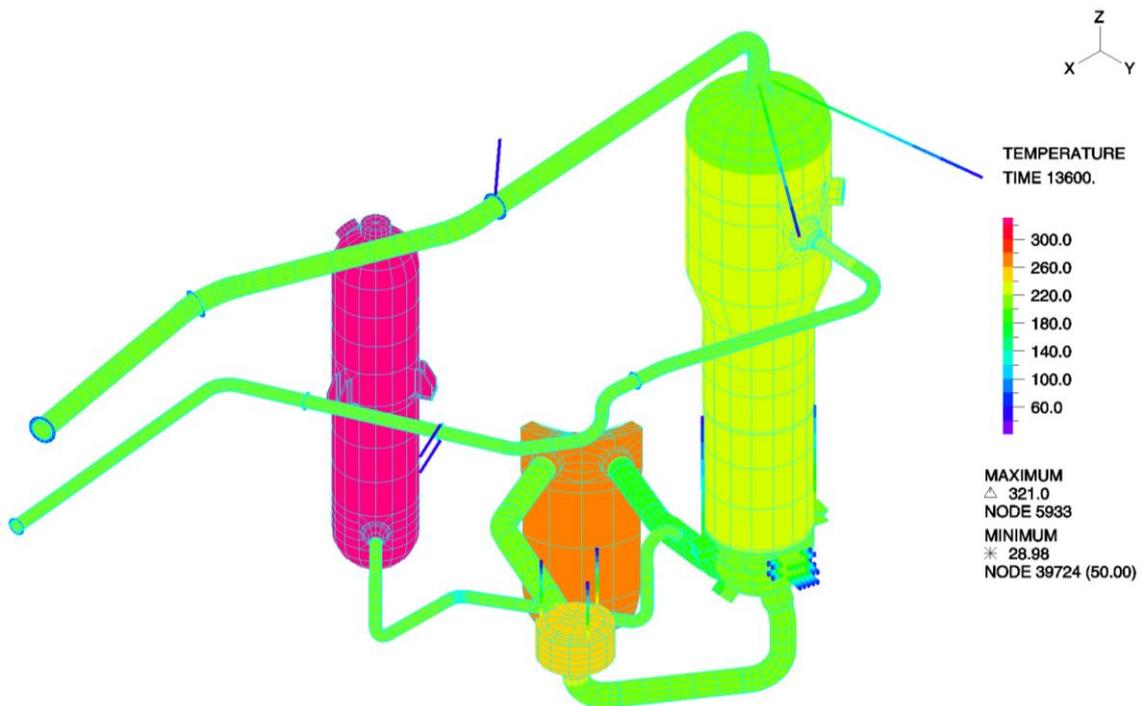


Abb. 8.3-6 Wandtemperaturen im Kreislaufschleifenmodell (3600 s Transientenzeit)

Die berechnete Lecköffnung kombiniert mit Vergleichsspannungen für den Ausschnitt im Leckbereich ist in Abb. 8.3-7 gezeigt. Abb. 8.3-8 zeigt die zeitliche Entwicklung der Leckfläche (innen und außen), die aus den Verschiebungen der entsprechenden FE-Modellknoten berechnet wurde. Dabei wird deutlich, dass die Leckfläche innen infolge der Druck- und Temperaturabnahme nach ca. 1 h Transientenzeit um etwa 25 % abnimmt. Die berechnete Verringerung der Leckgröße wurde als Basis für die in Abschnitt 8.2.4 beschriebenen Berechnungen mit ATHLET verwendet.

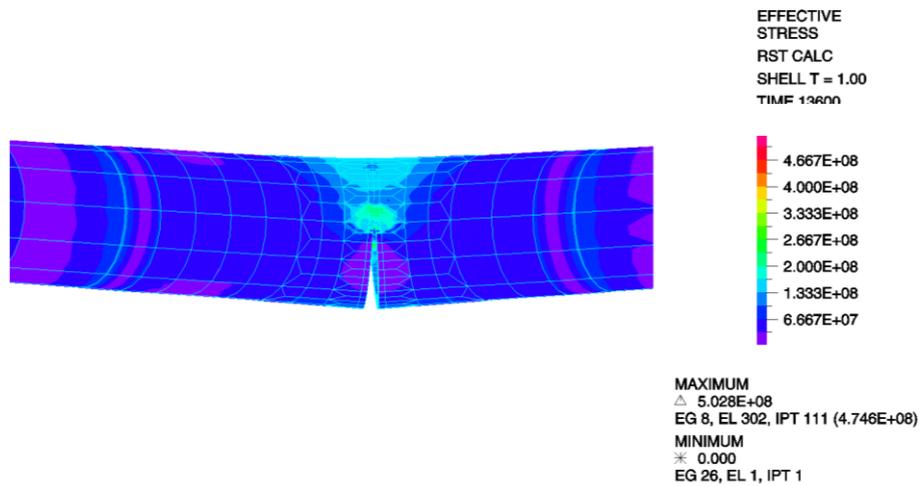


Abb. 8.3-7 Vergleichsspannungen und Verformung des Kreislaufschleifenmodells im Bereich der Leckstelle 2 (3600 s Transientenzeit, Verformungsfaktor 20)

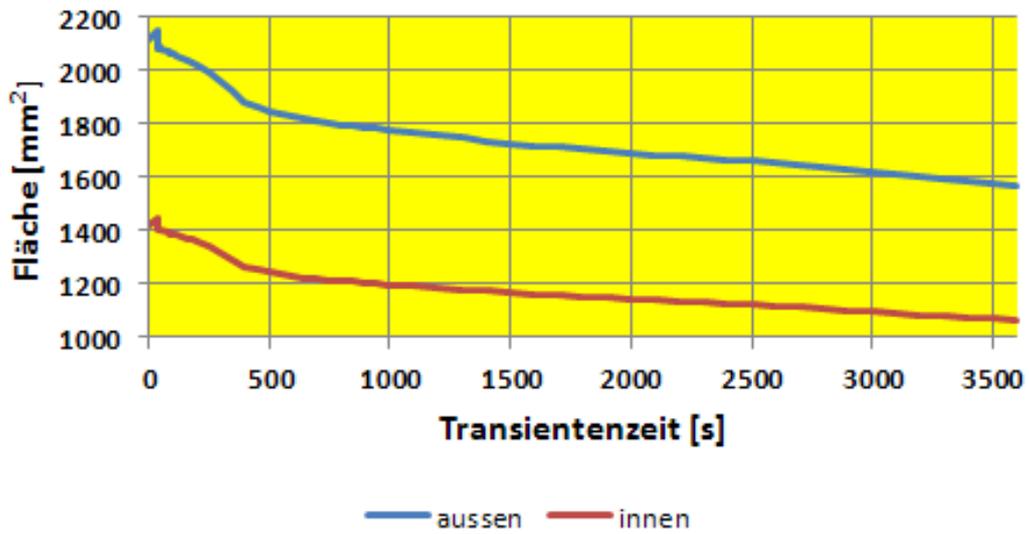


Abb. 8.3-8 Leckfläche innen und außen während der Lecktransiente (Position 2)

## 8.4 Bestimmung der Ausströmraten der Lecks in der Volumenausgleichsleitung mit vereinfachten Methoden

Basierend auf den Ergebnissen der ATHLET Berechnungen für die drei postulierten Lecks (siehe Abschnitt 8.3), insbesondere dem Druckverlauf in der Volumenausgleichsleitung sowie dem Verlauf der Fluidtemperatur im Leckbereich wurden Ausströmraten mit verschiedenen Methoden bestimmt. Dabei wurden die Ergebnisse, die mit dem Leckratenmodell nach Pana (siehe Abschnitt 4.1.3.3) bestimmt wurden, mit denen des CDR-Verfahrens, das im Rahmen der entsprechenden ATHLET-Rechnung angewendet wurde (siehe Abschnitt 6.2) verglichen.

### 8.4.1 Leck in der VAL nahe dem Druckhalter (Position 1)

In Abb. 8.4-1 sind die für Leckstelle 1 (nahe Druckhalter) maßgeblichen Temperatur- und Druckverläufe dargestellt. Korrespondierend mit der ATHLET-Rechnung beginnt die Transiente hier bei 600 s.

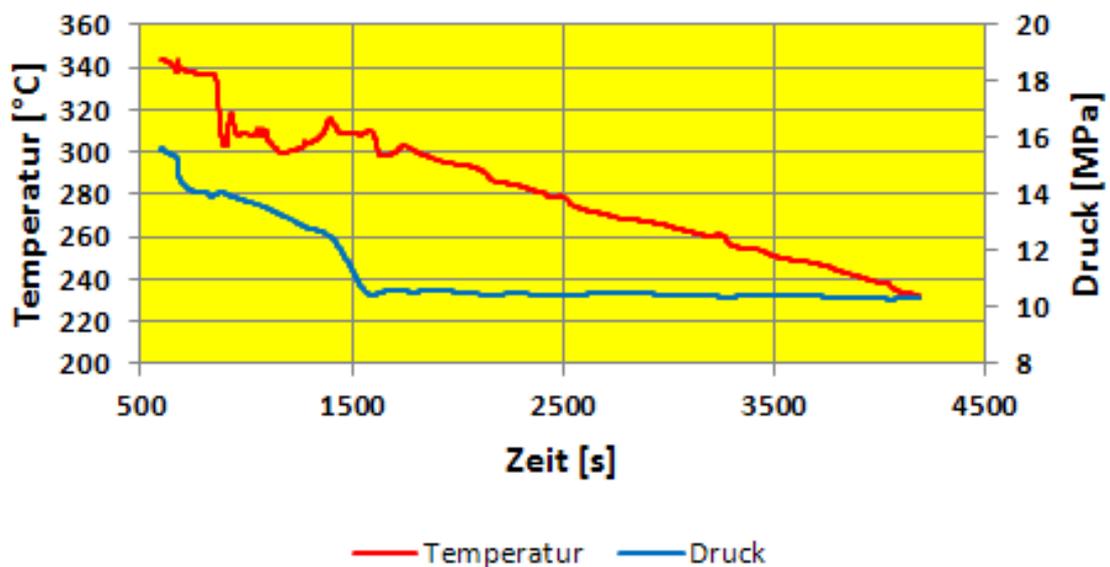


Abb. 8.4-1 Temperatur- und Druckverlauf im Bereich der Leckstelle 1 während der Lecktransiente

Bei den Leckratenberechnungen nach Pana werden für die jeweiligen Berechnungszeitpunkte stationäre Verhältnisse angenommen und es wird mit der Leckfläche an der Innenoberfläche gerechnet (rechteckiger Leckquerschnitt mit 547 mm Gesamtrisslänge und hier 1.12 mm Aufweitung, d.h. ca. 6.2 cm<sup>2</sup> Leckfläche).

Beim Vergleich der Ergebnisse nach CDR und Pana sind die unterschiedlichen Eingabegrößen bei den beiden Modellansätzen zu beachten. Insbesondere betrifft dies die Behandlung von Einströmverlusten und des Widerstandsbeiwerts.

Druckverluste bei der Einströmung sind bei Pana über den Strömungswiderstand mit einem festen Beitrag zum  $\zeta$ -Wert von 0.5 berücksichtigt. Demgegenüber wurden im CDR-Modell Druckverluste bei der Einströmung zunächst lediglich durch die verwendete angenommene Ausströmgeometrie berücksichtigt. Das CDR-Modell wurde inzwischen im Rahmen der ATHLET-Weiterentwicklung so erweitert, dass ebenfalls ein Einströmverlustbeitrag von 0.5 verwendet werden kann. Beim Pana-Modell wird die Rissflächenrauigkeit entsprechend dem Vorschlag in KTA 3206 für austenitische Rohrleitungen zu  $10\ \mu\text{m}$  festgelegt. Dies führt mit der verwendeten Gleichung nach Nikuradse (siehe z. B. /NIK 96/) für das Leck an Position 1 zu einem Widerstandsbeiwert  $\lambda$  von 0.029. Bei den CDR-Rechnungen wurde für den vergleichbaren Darcy-Weissbach-Reibungsfaktor ebenfalls dieser Wert verwendet.

Außerdem kann bei den CDR-Rechnungen nun auch der Wert für den hydraulischen Durchmesser  $d_h$  separat zur Leckfläche eingegeben werden. Diese zusätzliche Option hat einen großen Einfluss auf die Leckratenergebnisse, da für rissartige Lecks mit einer Risslänge, die wesentlich größer als die Rissöffnung ist, die Annahme einer kreisförmigen Leckfläche zu einer Überschätzung der Leckrate führt. Für das Leck an Position 1 beträgt der hydraulische Durchmesser gemäß 4 A/U (mit A Leckfläche, U Leckumfang) ca. 2.3 mm.

Abb. 8.4-2 zeigt die berechneten Ergebnisse für die Leckrate als Funktion der Zeit bei Anwendung des Pana-Modells im Vergleich mit dem CDR-Modell. Die Übereinstimmung ist gut, nennenswerte Unterschiede gibt es im Zeitbereich bis etwa 1500 s, in dem die Unterkühlung des ausströmenden Wassers gering ist bzw. Dampf ausströmt (siehe Abb. 8.2-3).

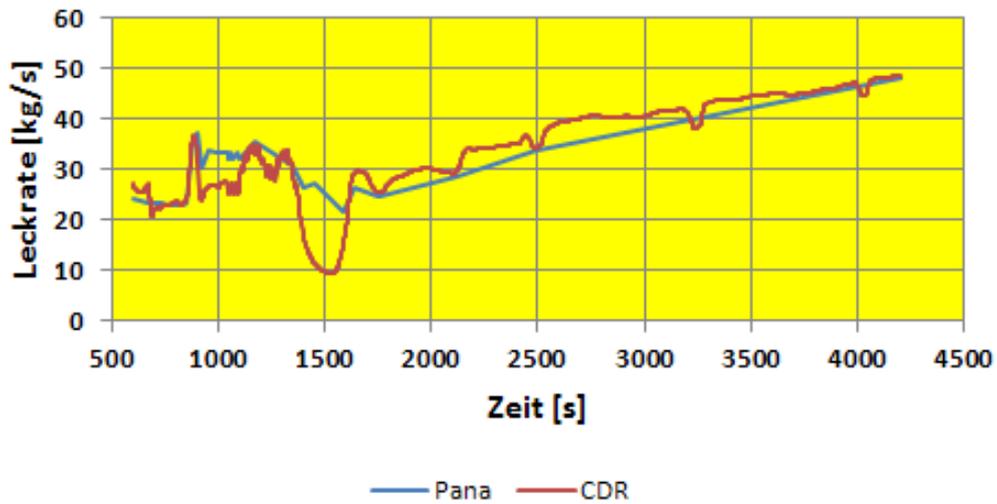


Abb. 8.4-2 Berechnete Leckraten für die Leckstelle 1

#### 8.4.2 Leck in VAL-Mitte (Position 2)

In Abb. 8.4-3 sind die für Leckstelle 2 (VAL-Mitte, abnehmende Leckfläche) maßgeblichen Temperatur- und Druckverläufe dargestellt. Korrespondierend mit der ATHLET-Rechnung beginnt die Transiente hier bei 600 s.

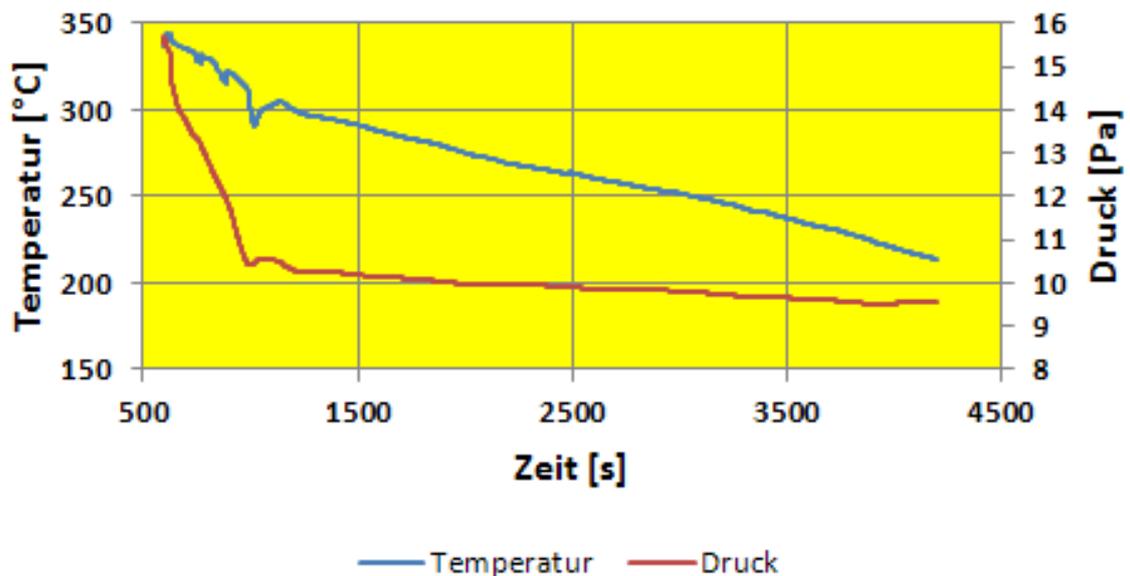


Abb. 8.4-3 Temperatur- und Druckverlauf im Bereich der Leckstelle 2 während der Lecktransiente, abnehmende Leckfläche

Leckratenberechnungen wurden für den Fall konstanter und für abnehmende Leckfläche mit den Modellen CDR und Pana durchgeführt. Der hydraulische Durchmesser ändert sich gemäß der FE-Rechnung (siehe Abschnitt 8.3) von ca. 5.2 mm auf ca. 3.9 mm. Bei der CDR-Rechnung mit variabler Leckfläche wurde ein mittlerer hydraulischer Durchmesser von 4.6 mm angenommen, weil bisher ein zeitlich veränderlicher hydraulischer Durchmesser noch nicht berücksichtigt werden kann. Weiterhin wurde ein mittlerer Widerstandsbeiwert  $FD = 0.0285$  als Mittelwert aus Anfangs- und Endwert verwendet. Das Modell nach Henry konnte hier nicht verwendet werden, da aufgrund der relativ großen Leckfläche die Anwendungsgrenze des Modells ( $L/d_h > 12$ , siehe Abschnitt 4.1.3.1) verletzt wird.

In Abb. 8.4-4 sind die Ergebnisse vom CDR- und vom Pana-Modell für konstante und für abnehmende Leckgröße gegenüber gestellt. Dabei wird deutlich, dass durch die Leckflächenreduktion (ca. 25 % nach ca. 1 h Transientenzeit, siehe Abb. 8.2-10) die Leckrate nach ca. 1 h im Vergleich zur Rechnung mit konstanter Leckfläche um etwa 23 % abnimmt.

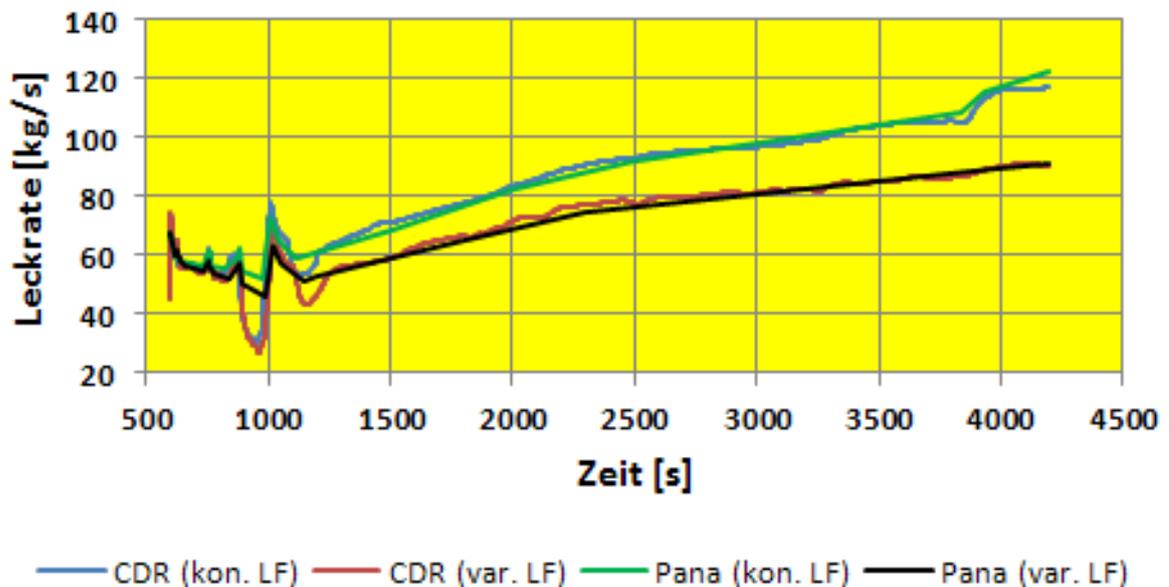


Abb. 8.4-4 Vergleich der berechneten Leckraten für die Leckstelle 2 für konstante und abnehmende Leckfläche (LF)

### 8.4.3 Leck in VAL nahe HKL (Position 3)

In Abb. 8.4-5 sind die für Leckstelle 3 (nahe HKL) maßgeblichen Temperatur- und Druckverläufe dargestellt. Korrespondierend mit der ATHLET-Rechnung beginnt die Transiente hier bei 600 s.

Für die Berechnungen mit den vereinfachten Verfahren werden für die jeweiligen Berechnungszeitpunkte stationäre Verhältnisse angenommen und es wird mit der Leckfläche an der Innenoberfläche gerechnet (rechteckiger Leckquerschnitt mit 547 mm Gesamtrisslänge und 0.8 mm Aufweitung, d. h. ca. 4.5 cm<sup>2</sup> Leckfläche).

Die CDR-Rechnung wurde in diesem Fall mit  $d_h = 1.6$  mm und  $FD = 0.032$  durchgeführt.

Abb. 8.4-6 zeigt die Resultate des Pana-Modells im Vergleich mit dem CDR-Ergebnis. Die Unterschiede sind größer als in den beiden anderen Fällen. Grund dafür könnte sein, dass in diesem Fall das ausströmende Medium weitgehend Dampf bzw. Satt-dampf ist (siehe Abb. 8.2-9) und für diesen Fall die Unsicherheiten der Ergebnisse vereinfachter Verfahren groß sind.

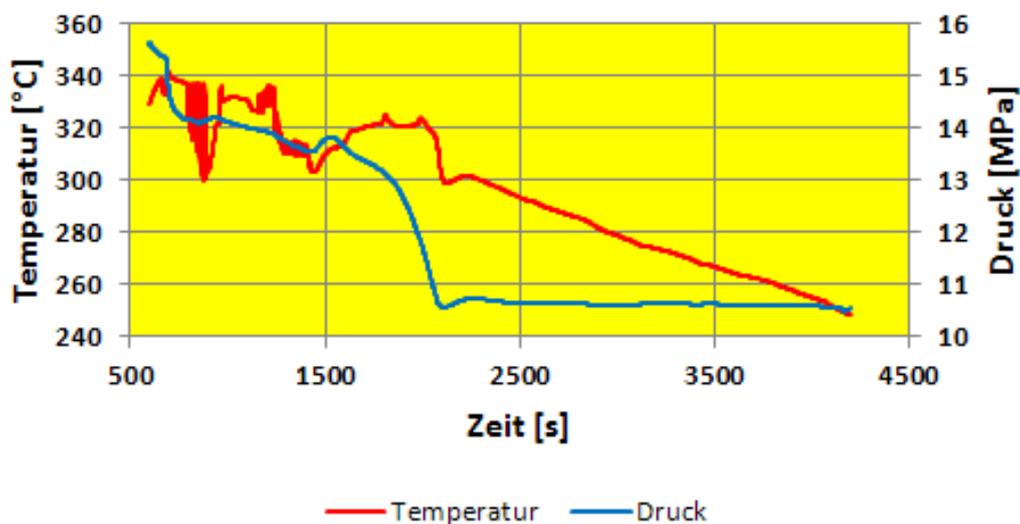


Abb. 8.4-5 Temperatur- und Druckverlauf im Bereich der Leckstelle 3 während der Lecktransiente

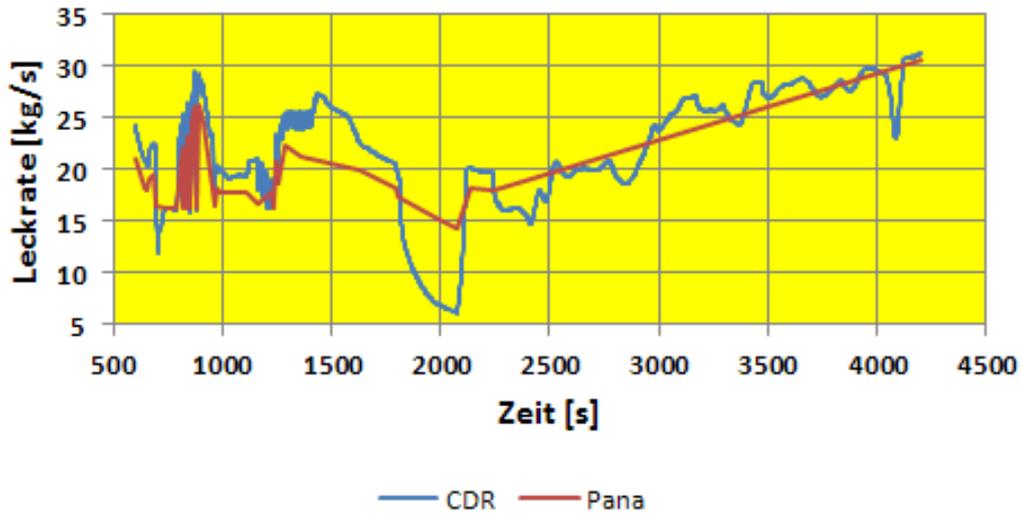


Abb. 8.4-6 Berechnete Leckraten für die Leckstelle 3 für konstante Leckgröße

#### 8.4.4 Zusammenfassung

Die durchgeführten Untersuchungen zeigen, dass die Leckraten nach Pana mit den CDR-Ergebnissen gut übereinstimmen, insbesondere wenn bei der Ausströmung vor dem rissartigen Leck unterkühltes Wasser vorliegt. Bei Ausströmung von Dampf bzw. Sattdampf gibt es nennenswerte Unterschiede.

Ausgewählte Ergebnisse wurden bei EUROSAFE 2013 /GRS 13d/ zur Diskussion gestellt.

## 9 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen des Vorhabens RS1194 wurden verschiedene Berechnungsmethoden zur Simulation der strukturellen und thermohydraulischen Phänomene bei der Ausströmung aus rissartigen Lecks im Kühlkreislauf untersucht und die angewendeten Leckratenmodelle an ausgewählten Leckratenversuchen validiert. Neben Großprogrammen wie ATHLET, CFX und ADINA wurden insbesondere zur Leckratenberechnung verschiedene vereinfachte Lösungsmethoden, die in dem GRS-Programm Win-Leck enthalten sind, verwendet.

In der zugänglichen internationalen und deutschen Literatur gibt es eine große Anzahl von experimentellen Ergebnissen zur Ermittlung von Ausströmraten aus rissartigen Lecks. Für die Validierung der Analysemethoden wurden insbesondere Versuche am ehemaligen Kernforschungszentrum in Karlsruhe (KfK) und der früheren Kraftwerkunion (KWU) ausgewählt. Die Durchsicht der Versuche bezüglich der Verfügbarkeit von Messwerten zu relevanten Parametern wie Ausströmraten, Leckfläche, räumliche Verteilungen von Druck, Temperatur und Aggregatzustand des Mediums, der Geschwindigkeit des Mediums, der Leckaufweitung sowie der Verschiebungen und Dehnungen der Struktur ergab, dass die Versuche im Hinblick auf eine Quantifizierung thermohydraulischer und struktureller Phänomene sowie entsprechender Kopplungseffekte nicht ausreichend aussagefähig sind.

Da gemäß der Literaturrecherche zu Leckratenversuchen derzeit keine Versuche zur Verfügung stehen, in denen entsprechende Messdaten zur Validierung einer 3D-Strömungssimulationsmethode erzeugt wurden, wurden in diesem Zusammenhang relevante Versuche mit Ausströmung durch eine Venturidüse herangezogen. Dabei wurden zunächst Versuche mit einphasiger Ausströmung nachgerechnet, in einem zweiten Schritt wurden Versuche betrachtet, bei denen eine zweiphasige Ausströmung erfolgt. Die Nachrechnungen zur einphasigen Ausströmung ergaben eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen Ergebnissen der Berechnung und entsprechenden Messdaten. Bei der zweiphasigen Ausströmung konnte jedoch trotz Untersuchungen mit verschiedenen Modellvariationen keine befriedigende Übereinstimmung zwischen Rechnung und Versuch erzielt werden. Nach Ansicht der Autoren ist der in CFX vorhandene Modellansatz für die Simulation der schlagartigen Verdampfung einer überhitzten Flüssigkeit infolge einer Druckabsenkung (Flashing) unzureichend und daher kann mit dieser Analysemethodik derzeit die zweiphasige Ausströmung aus rissartigen Lecks noch nicht zufriedenstellend berechnet werden.

Bei der Bestimmung der Leckraten als kritische Ausströmraten mit vereinfachten Verfahren nach Pana, Henry und dem im ATHLET-Rechenprogramm enthaltenen CDR-Modell und den vorgenommenen Vergleichen mit Experimenten ist zu beachten, dass die Ansätze teilweise sehr unterschiedlich sind. Die Unterschiede sind insbesondere auf Annahmen zur Behandlung von Einströmverlusten in den Risskanal und zum Widerstandsbeiwert zurückzuführen. Druckverluste bei der Einströmung sind bei Pana über den Strömungswiderstand mit einem festen Beitrag zum  $\zeta$ -Wert berücksichtigt. Demgegenüber wird im Henry-Modell ein Ansatz für den Druckverlust abhängig von einem Eintrittsöffnungs-Kontraktionskoeffizienten mit festem Wert berücksichtigt. Die Unterschiede sollten durch zusätzliche experimentelle und analytische Untersuchungen qualifiziert werden. Im CDR-Modell wurden Druckverluste bei der Einströmung bis vor kurzem lediglich durch die möglichen Ausströmgeometrien berücksichtigt. Das CDR-Modell wurde inzwischen im Rahmen der ATHLET-Weiterentwicklung diesbezüglich für Ausströmung aus rissartigen Lecks erweitert. Beim Pana-Modell wurde die Rissflächenrauigkeit entsprechend dem Vorschlag in KTA 3206 für austenitische Rohrleitungen zu  $10\ \mu\text{m}$  festgelegt und zu einem entsprechenden Widerstandsbeiwert  $\lambda$  umgerechnet. Bei den CDR-Rechnungen wurde ein entsprechender Wert für den vergleichbaren Darcy-Weissbach-Reibungsfaktor verwendet. Während CDR und Pana nur kritische Ausströmung berechnet, kann mit Henry auch unterkritische Ausströmung (d.h. kleinere Ausströmungsraten) abgeschätzt werden. Die Aussagegenauigkeit dieser Abschätzungsmethode sollte durch Vergleichsrechnungen z. B. mit ATHLET bestimmt werden. Insgesamt haben die im Rahmen des Vorhabens durchgeführten Untersuchungen gezeigt, dass gute Übereinstimmung zwischen Pana und CDR erzielt wurde bei ausgeprägter Unterkühlung des Mediums vor dem Risskanal. Unsicherheiten verbleiben insbesondere wenn Dampf bzw. Sattedampf in den Risskanal einströmt.

Die Ermittlung von Ausströmraten durch rissartige Lecks in druckführenden Komponenten spielt bei Nachweisen zum Bruchausschluss, speziell beim Leck-vor-Bruch Nachweisschritt eine wesentliche Rolle. Für Leckratenberechnungen im Rahmen derartiger Nachweise ist sicherzustellen, dass die Leckrate im Anwendungsfall eher unterschätzt wird, damit das Leck von einem Leckdetektionssystem sicher erkannt wird. Dies kann mit den verfügbaren vereinfachten Verfahren zur Abschätzung kritischer, d.h. maximaler Ausströmraten problematisch werden. Die Frage, ob im Anwendungsfall die kritische Ausströmung erreicht wird oder ob eine unterkritische Ausströmung vorliegt, sollte im Rahmen verfeinerter thermohydraulischer Analyseverfahren einge-

schätzt werden. Dazu sollte die Ausströmung aus rissartigen Lecks z. B. mit ATHLET detaillierter simuliert werden.

Thermohydraulische und strukturmechanische Analysen wurden mit ATHLET und ADINA für postulierte rissartige Lecks in der Volumenausgleichsleitung (VAL) eines DWR vom Typ Konvoi durchgeführt. Die Lecks wurden in Form von Umfangsdurchrissen mit 180° Umfangserstreckung angenommen. Die Leckgrößen dieser Lecks wurden im Rahmen von FE-Berechnungen mit Analysemodellen einer Kühlkreislaufschleife vom Typ Konvoi, in denen rissartige Lecks enthalten sind, unter Belastungen des Normalbetriebs berechnet. Dabei ergeben sich für die verschiedenen Positionen sehr unterschiedliche Leckgrößen, abhängig von der Verformbarkeit der Rohrleitung in der Umgebung der Leckposition bei Normalbetriebsbedingungen. Mit diesen Leckgrößen wurden zunächst ATHLET-Berechnungen zur Ermittlung der Leckmassenströme und des transienten Störfallablaufes durchgeführt. Die unterschiedlichen Leckgrößen schlagen sich dabei in einer unterschiedlichen Zeitdauer für den Druckabfall vom Betriebsdruck auf 11 MPa (Beginn der Hochdruckeinspeisung) nach Öffnung des Lecks nieder.

Als Ansatz zur Kopplung der thermohydraulischen und strukturmechanischen Analysen wurde jeweils für eine Leckstelle zunächst eine ATHLET-Berechnung mit konstanter Leckgröße durchgeführt. Die berechneten Druck- und Temperaturtransienten wurden dann als Eingabe für die strukturmechanische Berechnung mit ADINA benutzt. Hieraus resultierte eine zeitlich veränderliche (abnehmende) Leckgröße. Mit dieser wurde dann in einem Fall eine weitere ATHLET-Rechnung durchgeführt. Die Auswirkung der kleiner werdenden Leckgröße bei der hier untersuchten Leckstelle in VAL-Mitte ist signifikant, insbesondere auf den Druckverlauf. Die Leckflächenreduktion infolge der Druck- und Temperaturabnahme beträgt in der hier untersuchten Transiente nach ca. 1 h etwa 25 % und führt dadurch zu einer etwa 23 % kleineren Leckrate.

Das Ergebnis zeigt, dass eine Berücksichtigung der Wechselwirkung zwischen thermohydraulischen und strukturmechanischen Einflüssen die Genauigkeit von Stör- und Unfallanalysen deutlich erhöhen würde. In dem untersuchten Fall könnte es nach Ende der Einspeisung mit den Notkühlsystemen zur Verschärfung der Situation in Richtung eines Unfalls mit Kernzerstörung kommen, d.h. erst einige Zeit später als bisher in den Analysen mit unveränderlicher Leckgeometrie vorhergesagt. Eine Validierung dieser Erkenntnisse sowie von gekoppelten thermohydraulischen und strukturmechanischen Analysemethoden generell würde neue Versuche bedingen, bei denen Änderungen an

den Rissgrößen bzw. der Leckgeometrie als Ergebnis der Druckentlastung und sich ändernder mechanischer Belastungen an der Leckstelle erfasst werden. Solche Versuche konnten bei der Literaturrecherche nicht gefunden werden.

Insgesamt wurden im Sinne der Zielsetzung des Vorhabens Fortschritte bei der Bestimmung von Leckraten sowohl mit vereinfachten Verfahren als auch im Rahmen der Anwendung von Codes wie ATHLET und ADINA erreicht. Die methodischen Fortschritte bei den vereinfachten Verfahren wurden im GRS-Programm WinLeck umgesetzt. Es bleiben jedoch offene Punkte. Dazu gehören insbesondere die Erprobung des Rechenprogramms ATHLET zur detaillierten Simulation der Strömungsvorgänge in rissartigen Lecks, die ggf. die detaillierte Modellierung eines Risskanals erfordern, sowie die entsprechende Verbesserung der CFD-Modelle zur Beschreibung zweiphasiger Strömungsvorgänge bei Ausströmvorgängen durch Lecks. Hier wären insbesondere Experimente mit einer gegenüber früheren Versuchen wesentlich erweiterten Messtechnik erforderlich. Dadurch könnten weitere Fortschritte bei der Validierung der komplexeren dann zu koppelnden thermohydraulischen und strukturmechanischen Analysemethoden zur Bestimmung von Leckraten und deren Einfluss auf den Störfallablauf erzielt werden. Die Notwendigkeit dafür wurde exemplarisch aufgezeigt.

## 10 Literatur

- /ABD 83/ Abdollahian, D., Chexal, B.  
Calculation of Leak Rates Through Cracks in Pipes and Tubes, EPRI-NP-3395, 1983
- /ABU 81/ Abuaf, N., Zimmer, G.A., Wu, B.J.C.  
A study of nonequilibrium flashing of water in a converging-diverging nozzle, NUREG/CR-1864, BNL/NUREG-51317, Vol. 1 – Experimental, 1981
- /ABU 83/ Abuaf, N., Jones, O. C., Jr., Wu, B.J.C.  
Critical Flashing Flows in Nozzles With Subcooled Inlet Conditions, ASME, Transactions, Journal of Heat Transfer 105 (May 1983), pp. 379-383
- /ADI 10/ ADINA (Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis), Version 8.7, Theory and Modeling Guide, ADINA R&D Inc., September 2010
- /ARE 11/ Preusser, G.  
Fallbeispiele für den Vergleich von Berechnungsmethoden bei der Ermittlung von Wasser-/Wasserdampfleckgeräten, AREVA-Beitrag zu KTA 3206, November 2011
- /ATH 12/ ATHLET User's Manual, Mod. 3.0 Cycle A, GRS-P-1/Vol. 1 Rev. 6, 2012
- /BAR 09/ Barre, S., Rolland, J., Boitel, G., Goncalves, E., Fortes Patella, R. Experiments and modelling of cavitating flows in Venturi: attached sheet cavitation, European Journal of Mechanics B/Fluids 28 (3) (2009), pp. 444–464
- /BUT 78/ Button, B.L., et al.  
Gas flow through cracks, Journal of Fluids Engineering 100, 1978, 453-458
- /CFX 09/ CFX-12.0 Manual, ANSYS CFX Inc., Canonsburg, USA, 2009
- /CHE 87/ Chexal, B., Horowitz, J.  
A critical flow model for flow through cracks in pipes, Trans 25<sup>th</sup> ASME/AICHE National Heat Transfer Conference, Pittsburgh, Pennsylvania, 1987

- /CHI 97/ Chivers, T.C.  
Assessments of fluid friction factors for use in leak rate calculations, NUREG/CP-0155, 1997, 349-358
- /DUB 90/ Dubbel  
Taschenbuch für den Maschinenbau, 17. Auflage, Springer, 1990
- /FRA 02/ Fraser, D.W.H., Abdelmessih, A.H.  
A study of the effects of the location of flashing inception on maximum and minimum critical two-phase flow rates: Part I – experimental, Nuclear Engineering and Design 211 (2002), pp. 1-11
- /GAR 86/ Gardner, G.C., Tyrrell, R.J.  
The flow resistance of experimental models of naturally occurring cracks, Proc. Instn. Mech. Engrs. 200, No. C4, 1986, 245-250
- /GRS 04/ Weiterentwicklung der Analysemethodik zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit von passiven Komponenten, Abschlussbericht zum Vorhaben RS1127, GRS - A - 3236, GRS November 2004
- /GRS 07/ Strukturmechanisches Verhalten der Volumenausgleichsleitung bei unterstelltem Bruch, GRS, Technische Notiz, August 2007
- /GRS 08/ Sicherstellung der Kernnotkühlung bei Kühlmittelverluststörfällen unter Berücksichtigung des Eintrags von Isoliermaterial, GRS-A-3419, Band 1 und 2, 2008
- /GRS 10/ Weiterentwicklung der strukturmechanischen Analysemethodik zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit von passiven Komponenten, Phase II, GRS - A - 3544, GRS, 2010
- /GRS 12/ Leckratenberechnung mit vereinfachten Methoden, Beitrag GRS zur 20. Sitzung des Arbeitsgremiums KTA 3206 am 11. und 12.04.2012
- /GRS 12a/ Verwendbare Leckratenmesswerte der PHDR-Versuchsgruppe E22, Beitrag GRS zur 23. Sitzung des Arbeitsgremiums KTA 3206 am 23. und 24.07.2012

- /GRS 13a/ WinLeck 4.4., User's Manual, GRS-P-6/Vol. 1, July 2013
- /GRS 13b/ WinLeck 4.4, Validation Report, GRS-P-6/Vol. 2, July 2013
- /GRS 13c/ Berechnung von Leckflächen und Leckraten mit vereinfachten Methoden, Technischer Bericht der GRS zum Vorhaben 3613R01332, GRS-A-3720, Entwurf November 2013
- /GRS 13d/ Structural mechanical and thermal hydraulic aspects on the behaviour of crack like leaks in piping, EUROSAFE 2013, November 2013
- /GRS 88/ 1D-FD Critical Discharge Program, code description and user's guide, GRS, Technische Notiz, TN-GRS-11-88, 1988
- /GRS 90/ Programm zur Berechnung von Leckraten mit Hilfe der Modelle "modifizierte Bernoulli-Gleichung", "Moody" und "homogenes Gemisch". (nach Pana), GRS Bericht Auftrags-Nr. 73640, Februar 1990
- /GRS 94/ Untersuchungen zum Ausströmverhalten aus Lecks in Rohrleitungssystemen mit kleinen Nennweiten, PHDR, Technischer Fachbericht Nr. 125-94, 1994
- /GRS 95/ Round Robin Activities on the Calculation of Crack Opening Behaviour and Leak Rates for Small Bore Piping Components, NEA/CSNI/R(95)4
- /GRS 99/ Weiterentwicklung der Analysetechnik und generische Analysen zum Komponentenverhalten im Verbund für auslegungsüberschreitende Störfälle, GRS-A-2678, 1999
- /HEN 70/ Henry, R. E.  
The two-phase critical discharge of initially saturated or subcooled liquid, Nucl. Sci. Engng. 41, 1970, 336-342
- /HER 01/ Herbst, O., Huber, N., Kastner, W.  
Application of the leak flow rate calculation program FLORA to real cracks in piping, SMiRT 16, 2001, Paper 1919

- /HUN 91/ Hunger, H., et al.  
Experiments on crack opening and leak rate behaviour of small piping components at the HDR facility, SMiRT 11, Vol. F, 1991, 225-230
- /JOH 87/ John, H., et al.  
Kritische Leckströmung aus rauhen Rissen in Druckbehältern, Bericht KfK 4192, 1987
- /JOH 88/ John, H., et al.  
Critical two-phase flow through rough slits, Int. J. Multiphase Flow 14, 1988, 155-174
- /KAS 81/ Kastner, W., et al.  
Critical crack sizes in ductile piping, Int. J. Press. Ves. & Piping 9, 1981, 189-219
- /KEF 88/ Kefer, V., et al.  
Vorhersagegenauigkeit von Modellen für Leckraten aus Rissen in druckführenden Komponenten, Dechema-Monographien Band 111, VCH Verlagsgesellschaft, 1988, 123-147
- /KEI 91/ Keim, E., Rippel, R.  
Bestimmung von Leckflächen, Rissöffnungen und Leckraten, KWU E121/91/058, 1991
- /KTA 13/ KTA 3206, Nachweise zum Bruchausschluss für druckführende Komponenten in Kernkraftwerken, Sicherheitstechnische Regel der KTA, Regelentwurfsvorlage, Fassung August 2013
- /KUM 84/ Kumar, V., German M.D.  
Advanced in Elastic-Plastic Fracture Analysis, Final Report, August 1984, EPRI NP-3607
- /KUP 04/ Kupperman, D.S., et al.  
Barrier integrity research program, NUREG/CR-6861, 2004
- /MAT 04/ Mathcad 12, Benutzerhandbuch, 2004

- /MOO 65/ Moody, F.J.  
Maximum flowrate of a single component two-phase mixture, Trans. ASME, J. Heat Transfer 87, 1965, 134-142
- /MPA 90/ Untersuchungen an zwei Umfangsfehlern in austenitischen Rohrabschnitten aus Werkstoff X 10 CrNiMoTi 18 9 zur Ermittlung der Oberflächenprofile im Zusammenhang mit der Versuchsgruppe E22. Prüfungsbericht der MPA Stuttgart, PHDR Bericht Nr. 20.029/90, 1990
- /MPA 90a/ Untersuchungen im Zusammenhang mit der Versuchsgruppe E22 an einem im Labor erzeugten Ermüdungsriss zur Ermittlung von Rissform und Topografie der Rissfläche. Werkstoff: X 10 CrNiMoTi 18 9. Prüfungsbericht der MPA Stuttgart, PHDR Bericht Nr. 20.030/90, 1990
- /MPA 91/ Erzeugung eines Ermüdungsrisses in einem austenitischen Rohrabschnitt DN80 für den Versuch E22.05. Prüfungsbericht der MPA Stuttgart, PHDR Bericht Nr. 20.055/91, 1991
- /MPA 91a/ Dokumentation des Umfangsrisses aus E22.05. Prüfungsbericht der MPA Stuttgart, PHDR Bericht Nr. 20.056/91, 1991
- /MPA 91b/ Erzeugung von drei Ermüdungsrissen in austenitischen Rohrteilen DN80 für die Leckversuche E22.06/21/22. Prüfungsbericht der MPA Stuttgart, PHDR Bericht Nr. 20.068/91, 1991
- /MPA 92/ Dokumentation der Risse in den drei Probenstücken E22.06/21/22. Prüfungsbericht der MPA Stuttgart, PHDR Bericht Nr. 20.076/92, 1992
- /NIK 96/ Nikuradse, J.  
aus E. Truckenbrodt, Fluidmechanik, Band 1, 4. Auflage, Springer, 1996
- /PAN 75/ Pana, P.  
Eine modifizierte Bernoulli-Gleichung für die Berechnung der Strömungsvorgänge im unterkühlten Wassergebiet IRS-W-18 (1975)
- /PAN 76/ Pana, P.  
Berechnung der stationären Massenstromdichte von Wasserdampfgemischen und der auftretenden Rückstoßkräfte IRS-W-24 (1976)

- /PAN 78/ Pana, P., Müller, M.  
Subcooled and Two-Phase Critical Flow States and Comparison with Data,  
Nucl. Eng. Design 45, 117-125, 1978
- /REI 84/ Reimann, J.  
Vergleich von kritischen Massenstrom-Modellen im Hinblick auf die Strömung durch Lecks, in: Leck-vor-Bruch-Verhalten druckbeaufschlagter Komponenten (Hrsg. D. Munz), Fortschr.-Ber. VDI-Z. Reihe 18, Nr. 14, 1984, 63-95
- /VAT 11a/ Estorf, M.  
Leckratenberechnung, Beitrag Vattenfall, Anlage 4 zur Niederschrift über die 15. Sitzung des Arbeitsgremiums KTA 3206 am 20.10.2011
- /VAT 11b/ Estorf, M.  
Leckratenberechnung, Beitrag Vattenfall, Anlage 1 zur Niederschrift über die 16. Sitzung des Arbeitsgremiums KTA 3206 am 18.11.2011
- /WUE 83/ Wüthrich, C.  
Crack Opening Areas in Pressure Vessels and Pipes, Engng. Fract. Mech. 18 (1983), 1049-1057
- /ZIT 97/ Hochschule Zittau, Institut für technische Thermodynamik, DLL LibIF97, 1997

## 11 Anhang I: Weitere Leckratenversuche und deren Nachrechnung mit vereinfachten Methoden

Im Abschnitt 11.1 wird eine Zusammenstellung der am KfK /JOH 87/ durchgeführten Leckratenexperimente im Vergleich zu Nachrechnungen mit dem Henry-Modell gegeben. Details zu den Versuchen sind in Abschnitt 5.1 beschrieben. Die Unterschiede zwischen den Versuchen sind in Tab. 5.1-1 dargestellt. Es fällt auf, dass die gemessenen Leckraten mit dem Henry-Modell für  $\zeta$ -Werte unterhalb von 10 unterschätzt und für  $\zeta$ -Werte oberhalb von 10 überschätzt werden.

Außerdem werden in Abschnitt 11.2 die auswertbaren Resultate der KWU-Versuche /KEF 88/ (Probe 2) berechneten Ergebnissen mit dem Henry-Modell gegenübergestellt. Details zu den Versuchen sind in Abschnitt 5.2 beschrieben.

### 11.1 KfK-Versuche

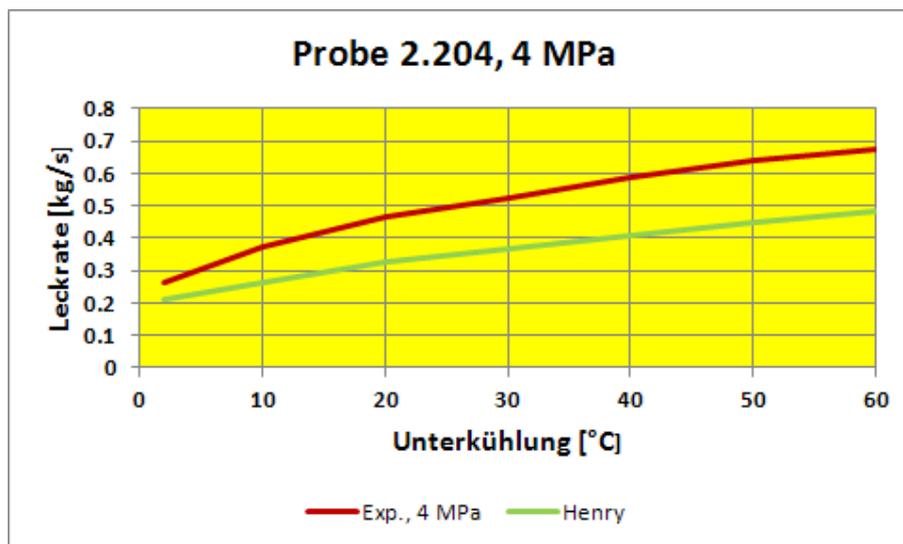


Abb. 11.1-1 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.204, 4 MPa Stagnationsdruck

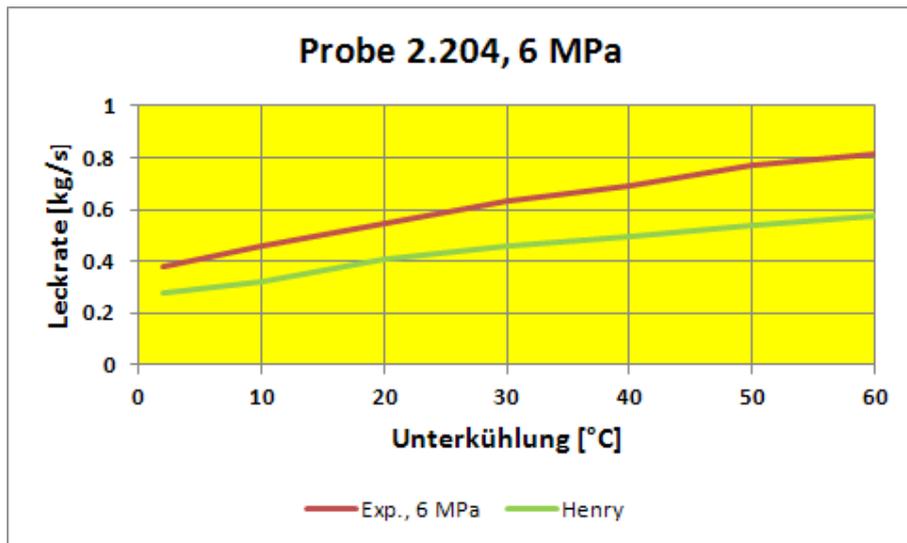


Abb. 11.1-2 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.204, 6 MPa Stagnationsdruck

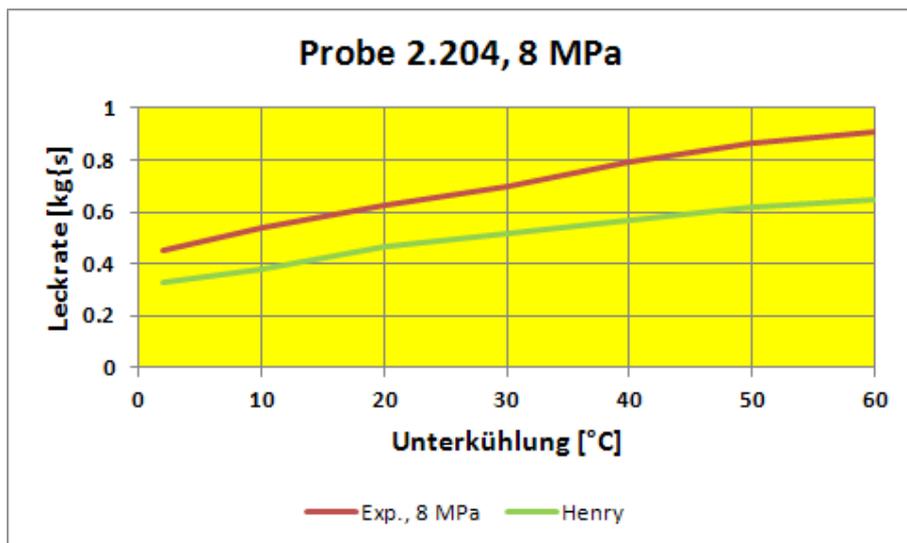


Abb. 11.1-3 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.204, 8 MPa Stagnationsdruck

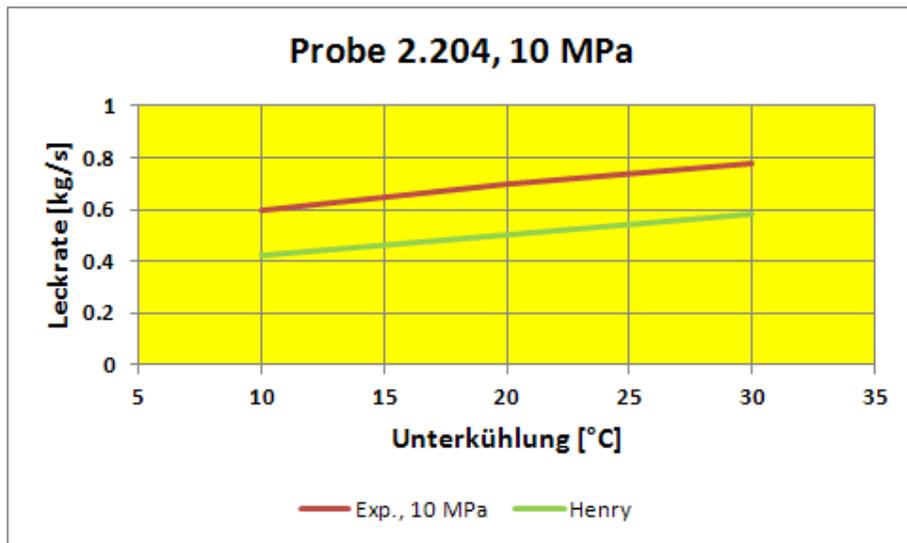


Abb. 11.1-4 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.204, 10 MPa Stagnationsdruck

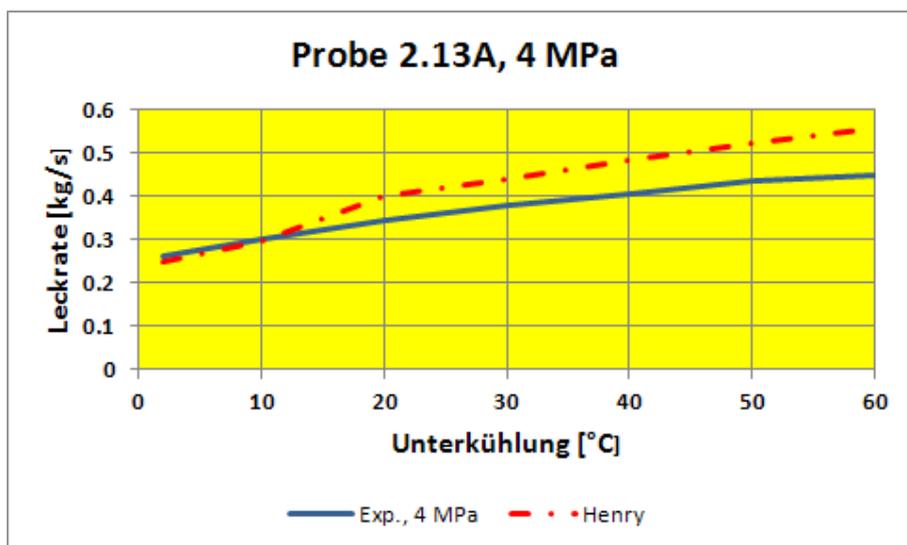


Abb. 11.1-5 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13A, 4 MPa Stagnationsdruck

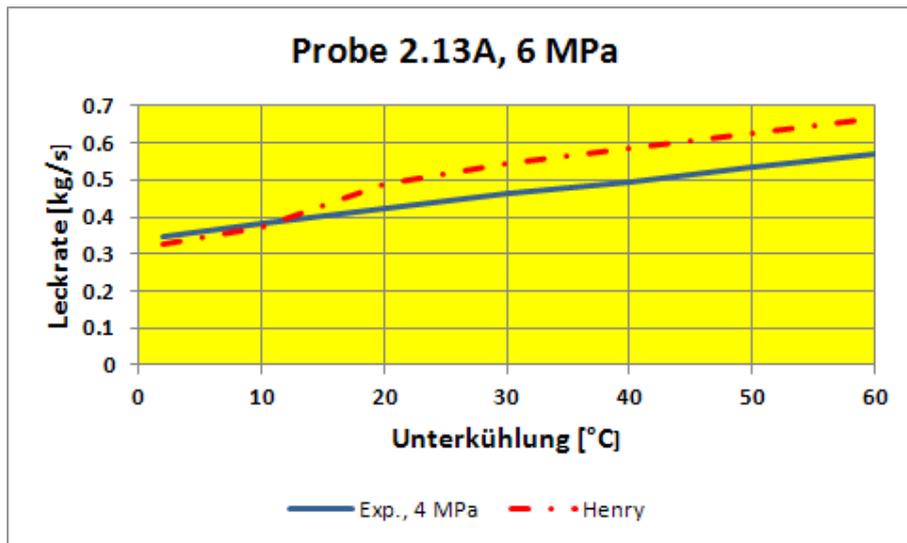


Abb. 11.1-6 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13A, 6 MPa Stagnationsdruck

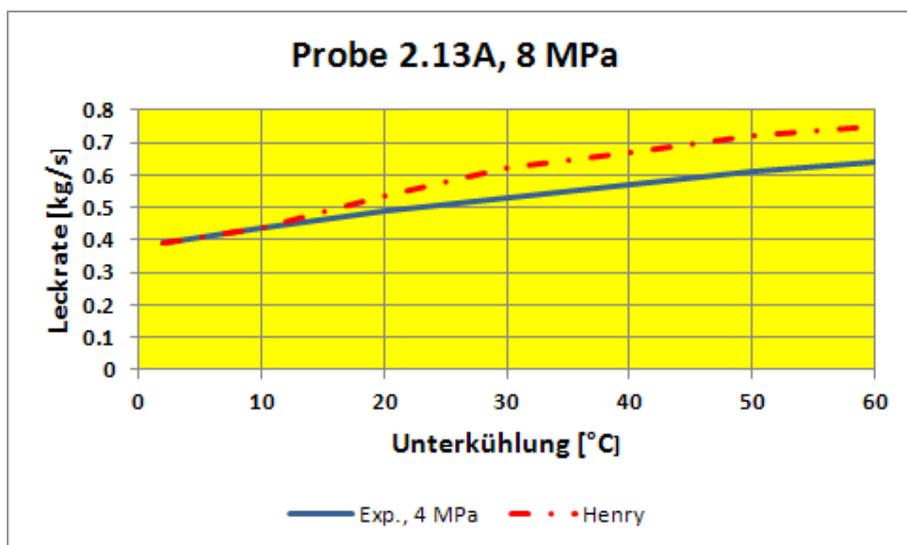


Abb. 11.1-7 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13A, 8 MPa Stagnationsdruck

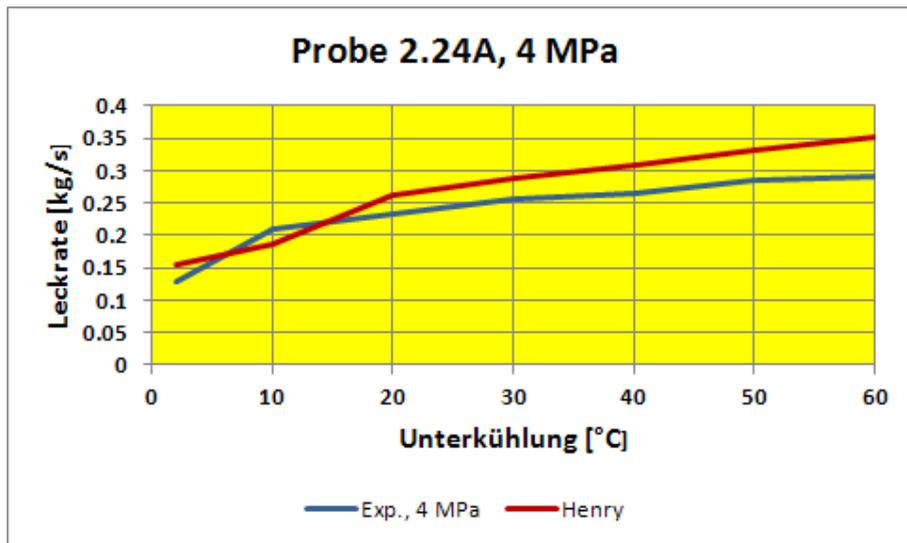


Abb. 11.1-8 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24A, 4 MPa Stagnationsdruck

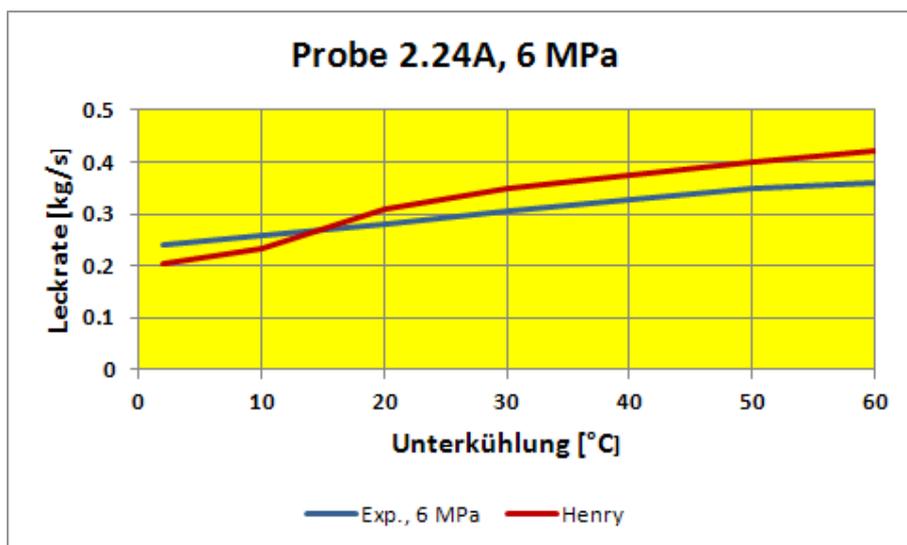


Abb. 11.1-9 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24A, 6 MPa Stagnationsdruck

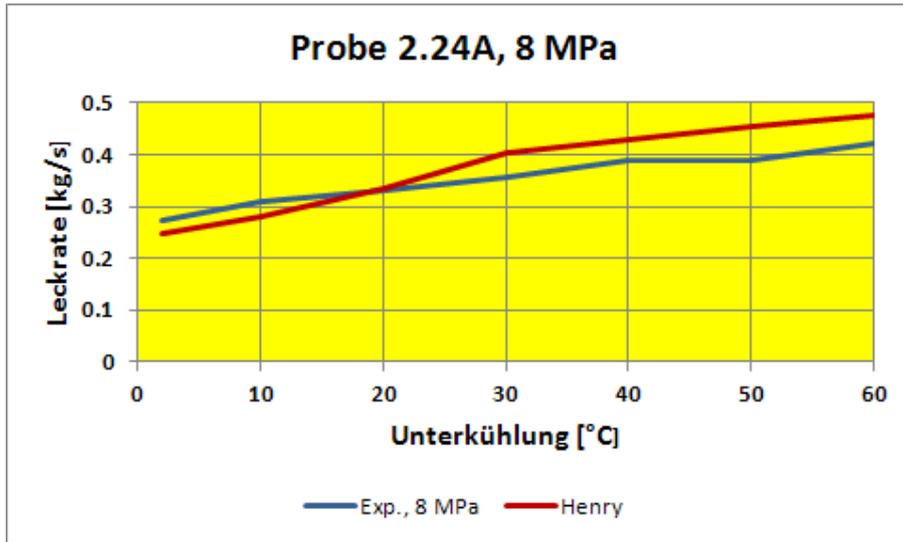


Abb. 11.1-10 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24A, 8 MPa Stagnationsdruck

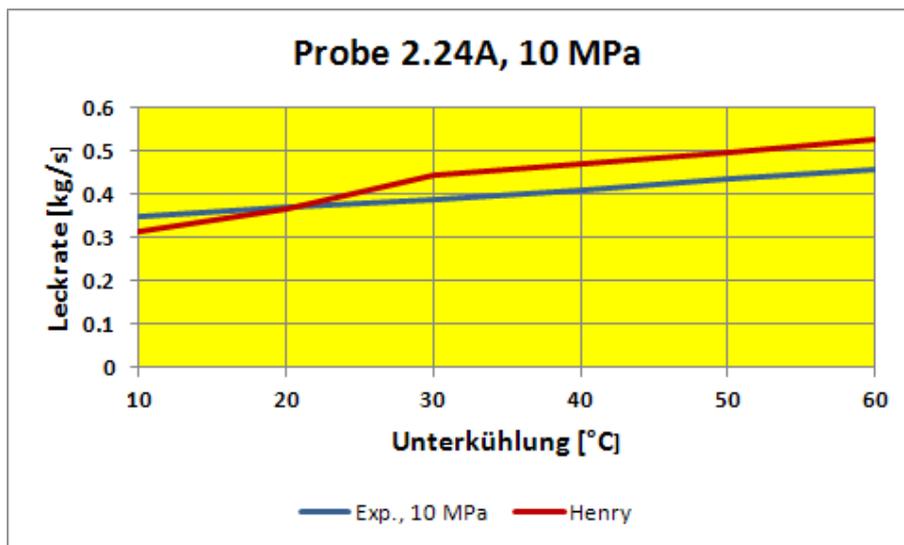


Abb. 11.1-11 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24A, 10 MPa Stagnationsdruck

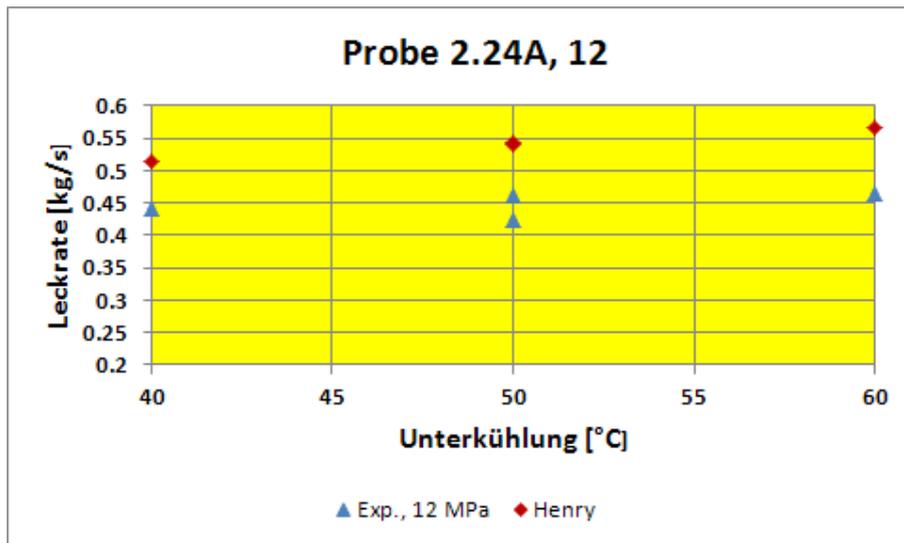


Abb. 11.1-12 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24A, 12 MPa Stagnationsdruck

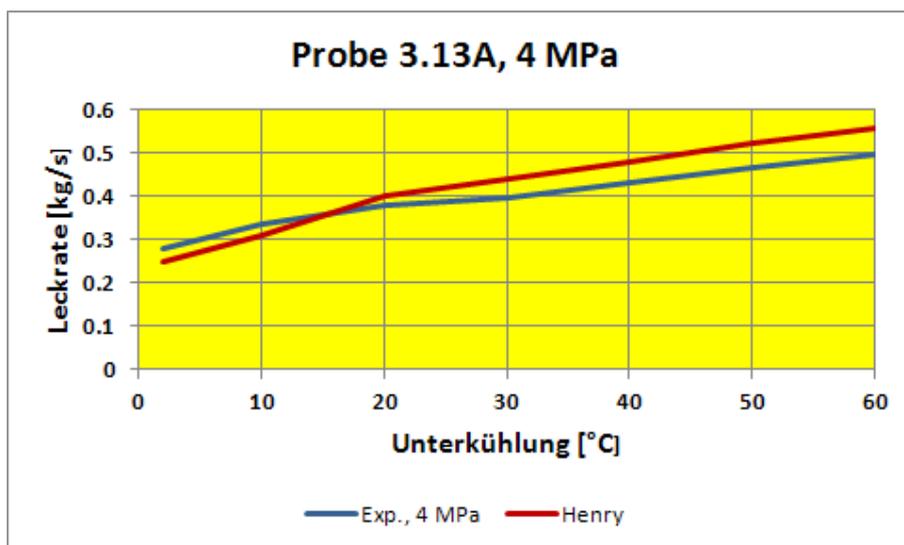


Abb. 11.1-13 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13A, 4 MPa Stagnationsdruck

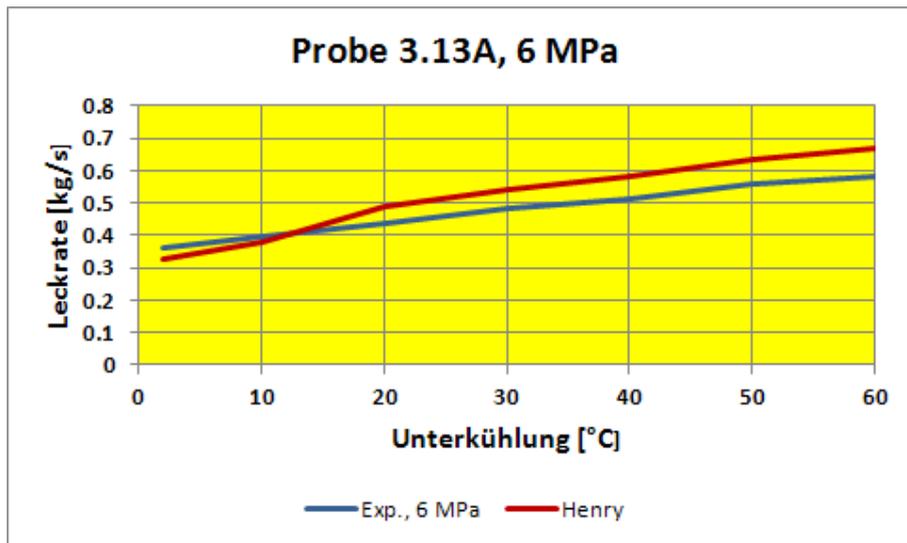


Abb. 11.1-14 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13A, 6 MPa Stagnationsdruck

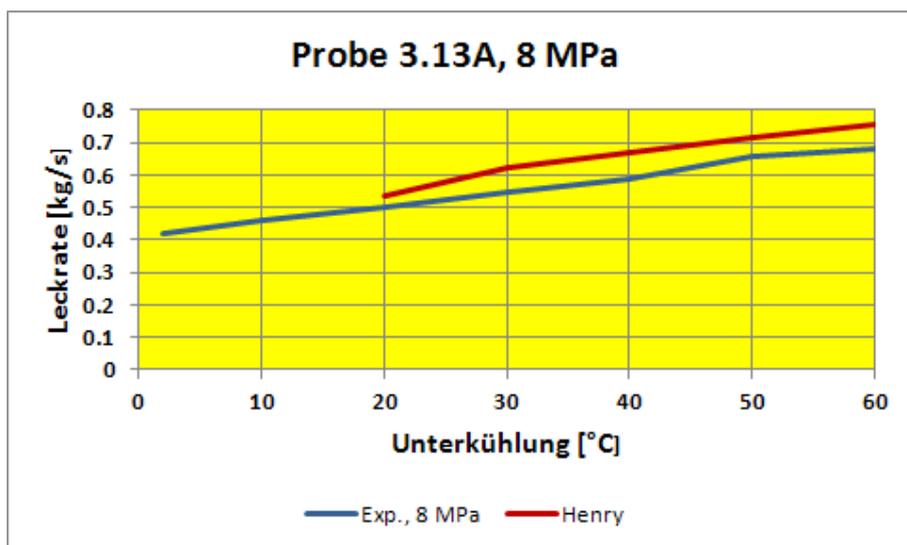


Abb. 11.1-15 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13A, 8 MPa Stagnationsdruck

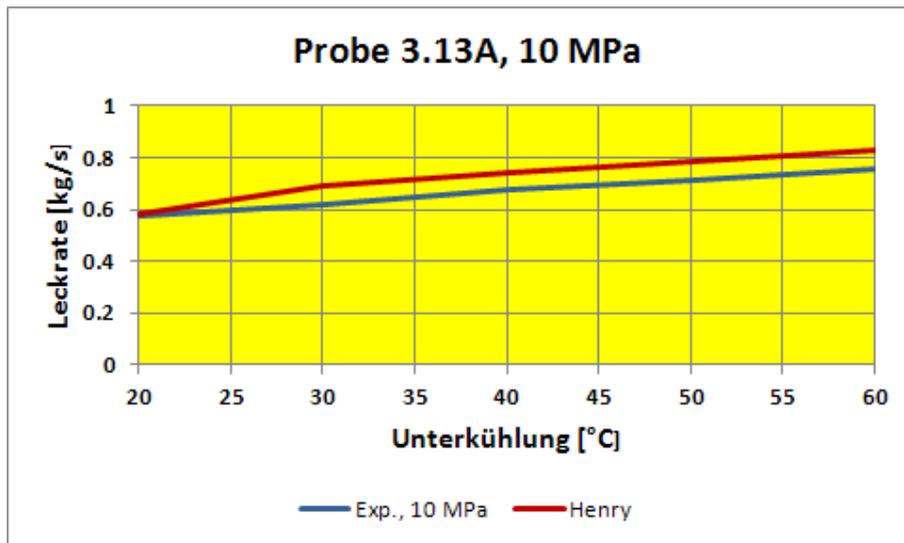


Abb. 11.1-16 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13A, 10 MPa Stagnationsdruck

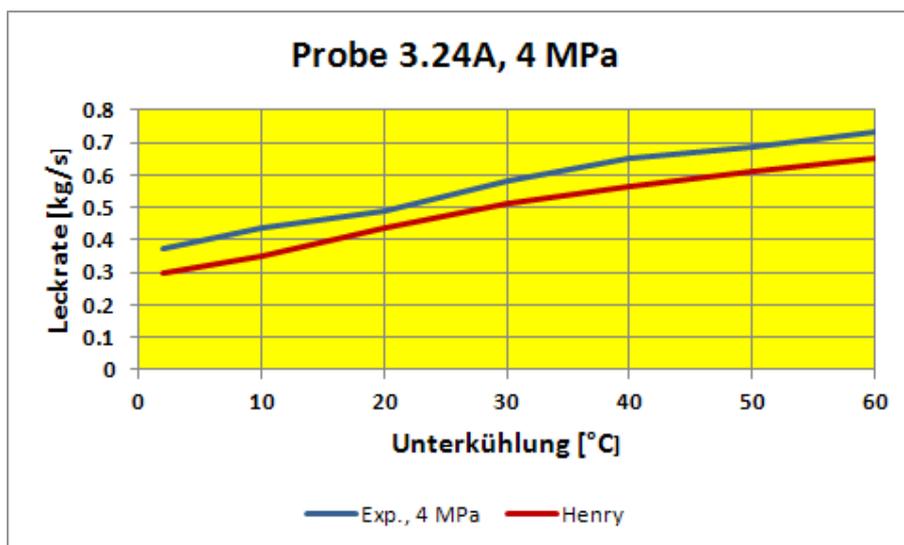


Abb. 11.1-17 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24A, 4 MPa Stagnationsdruck

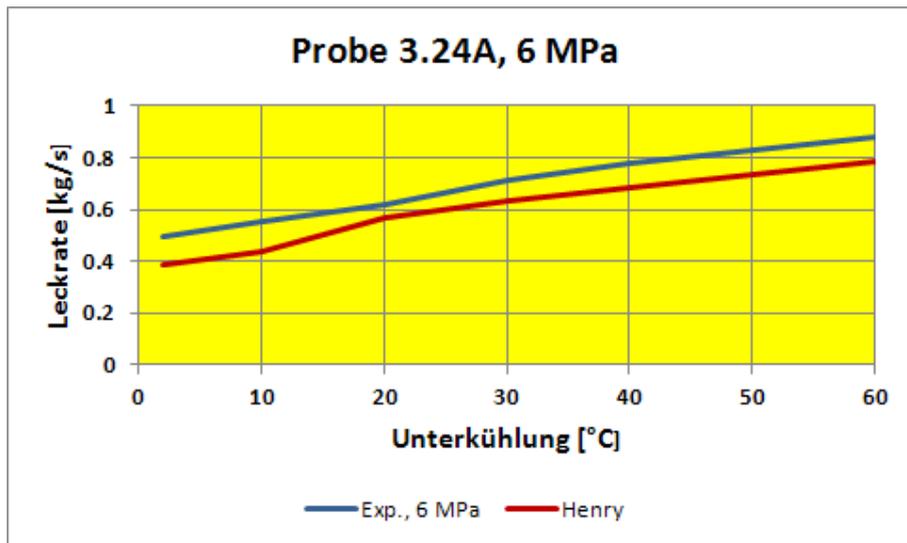


Abb. 11.1-18 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24A, 6 MPa Stagnationsdruck

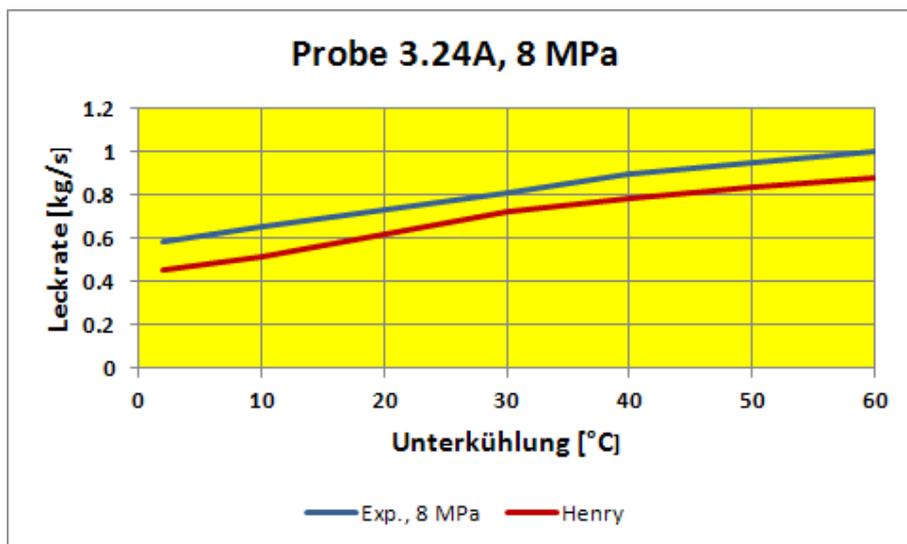


Abb. 11.1-19 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24A, 8 MPa Stagnationsdruck

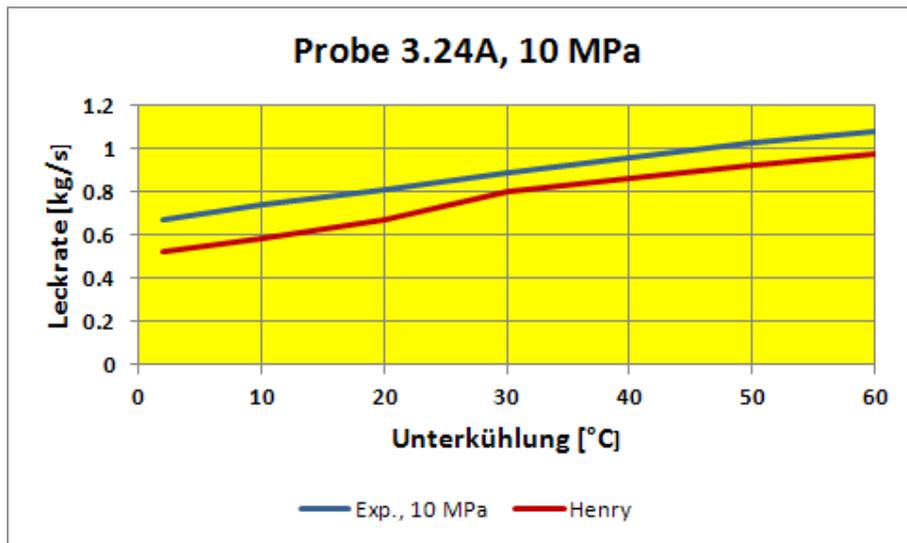


Abb. 11.1-20 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24A, 10 MPa Stagnationsdruck

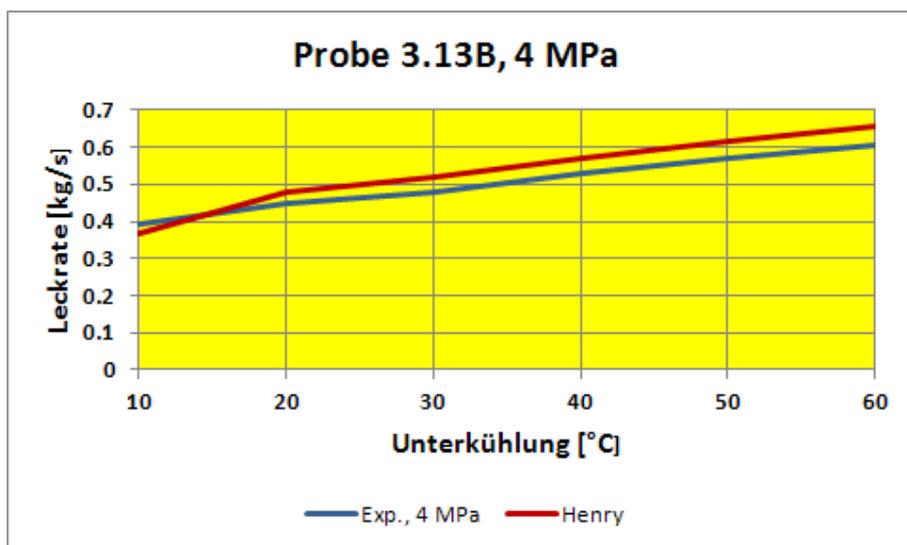


Abb. 11.1-21 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13B, 4 MPa Stagnationsdruck

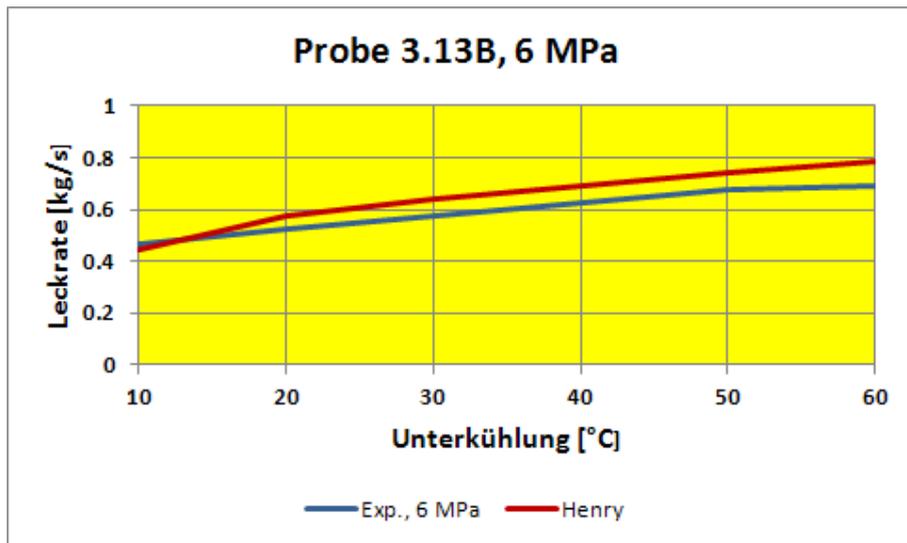


Abb. 11.1-22 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13B, 6 MPa Stagnationsdruck

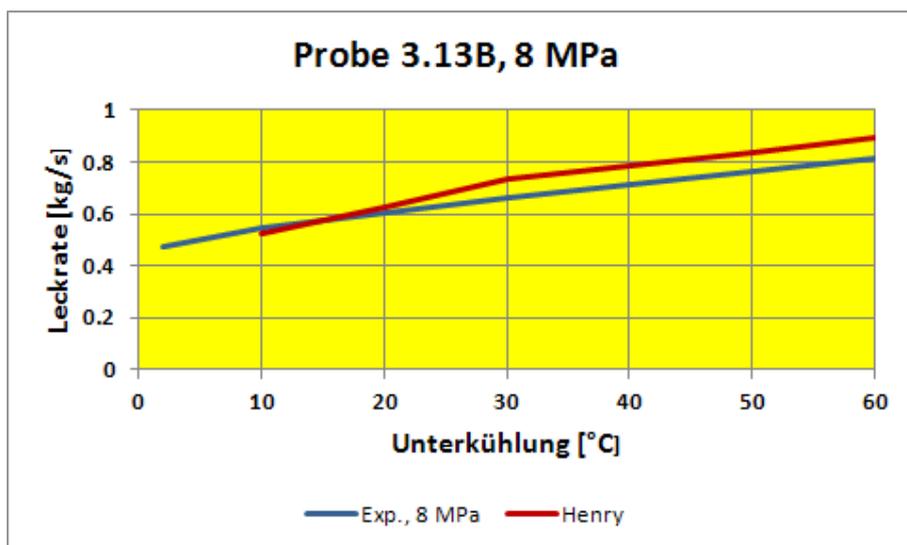


Abb. 11.1-23 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13B, 8 MPa Stagnationsdruck

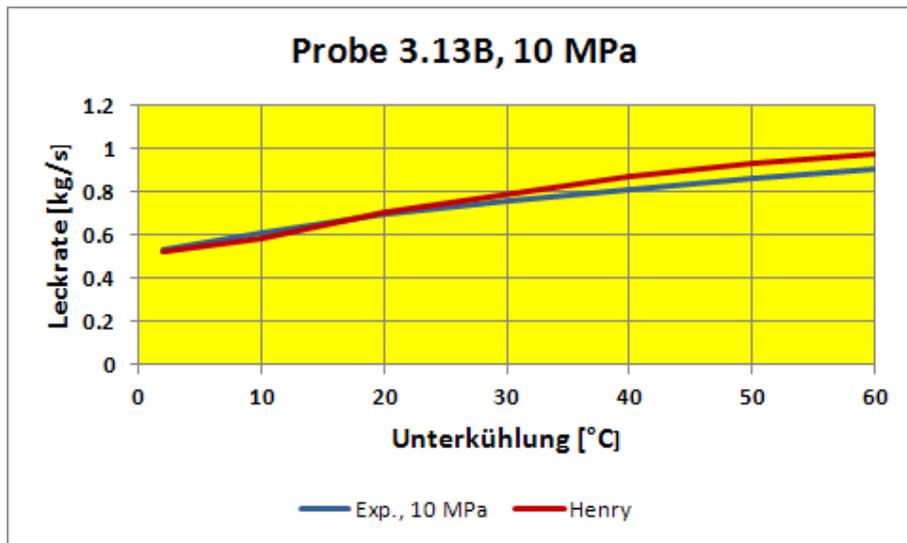


Abb. 11.1-24 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13B, 10 MPa Stagnationsdruck

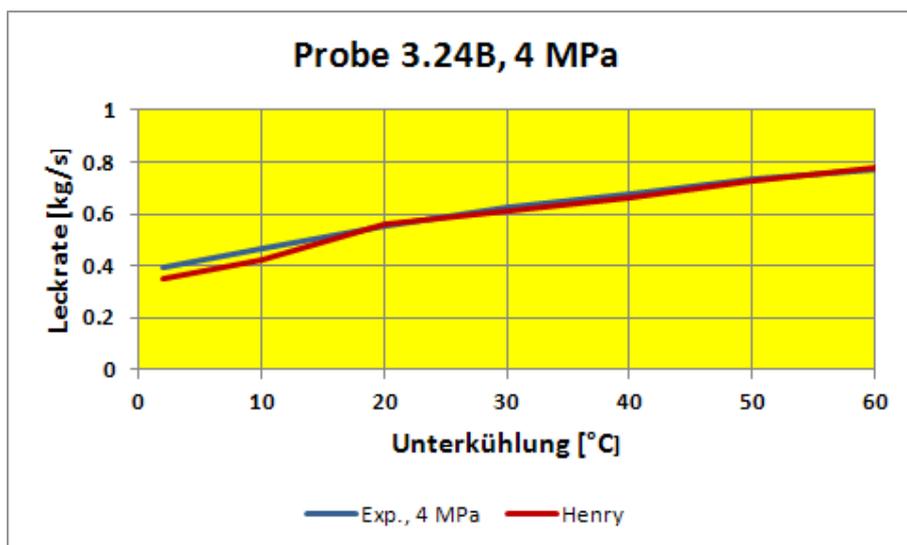


Abb. 11.1-25 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24B, 4 MPa Stagnationsdruck

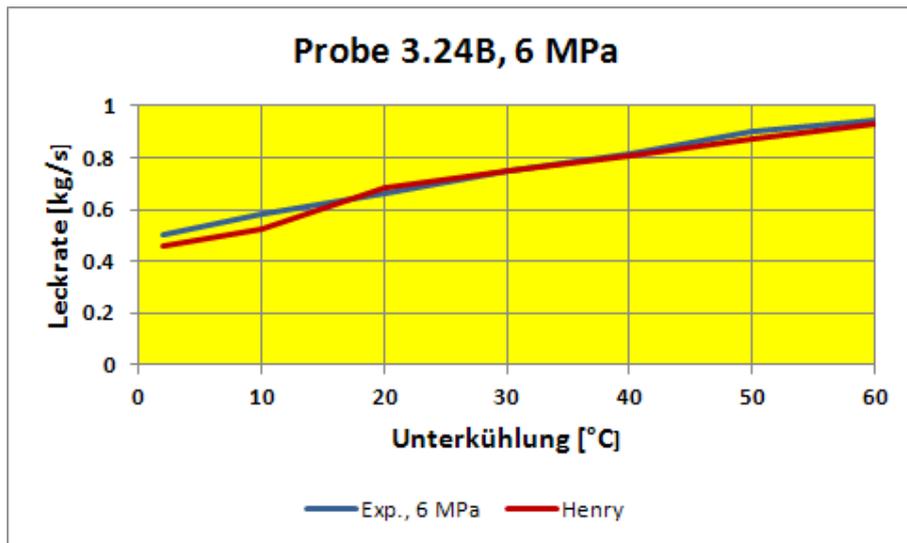


Abb. 11.1-26 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24B, 6 MPa Stagnationsdruck

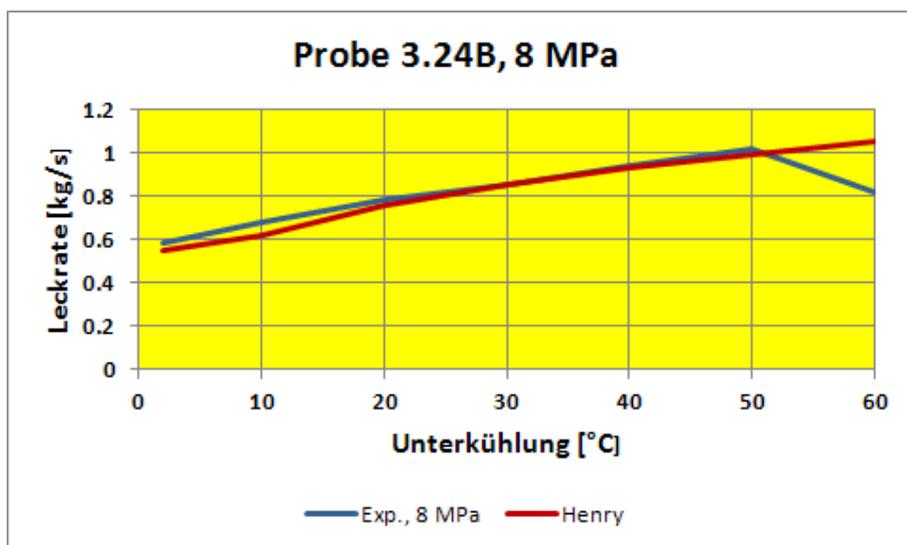


Abb. 11.1-27 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24B, 8 MPa Stagnationsdruck

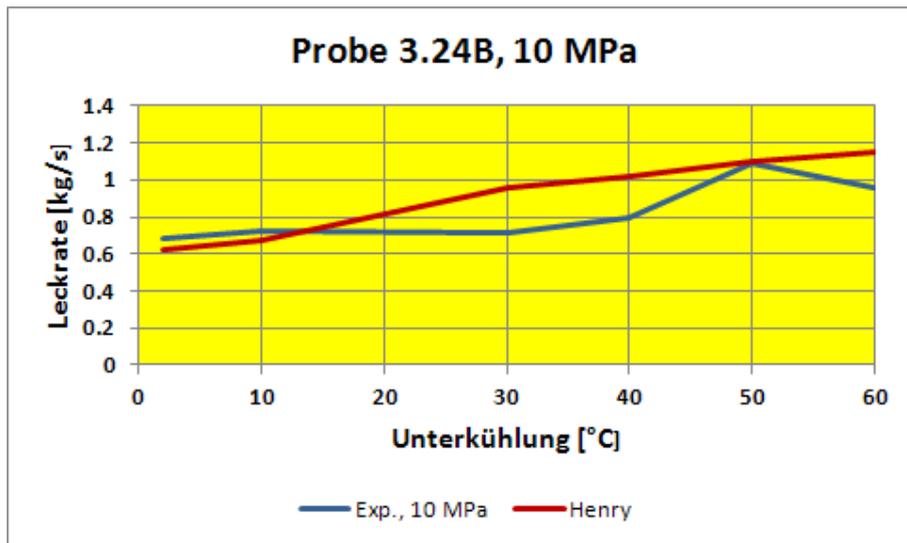


Abb. 11.1-28 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.24B, 10 MPa Stagnationsdruck

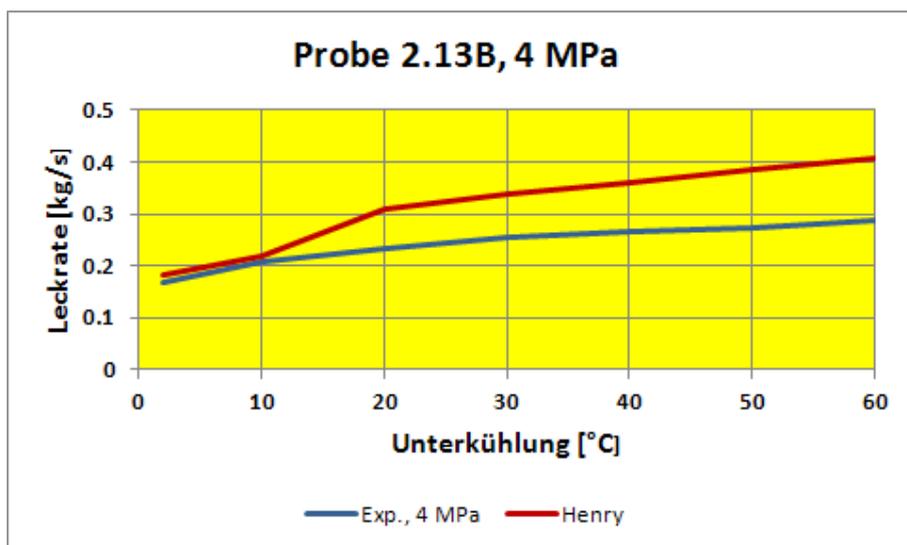


Abb. 11.1-29 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13B, 4 MPa Stagnationsdruck

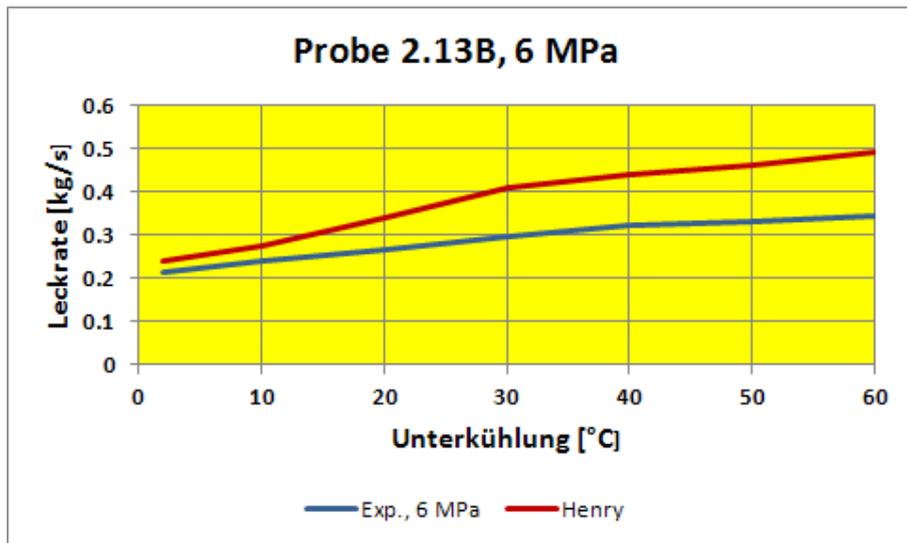


Abb. 11.1-30 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13B, 6 MPa Stagnationsdruck

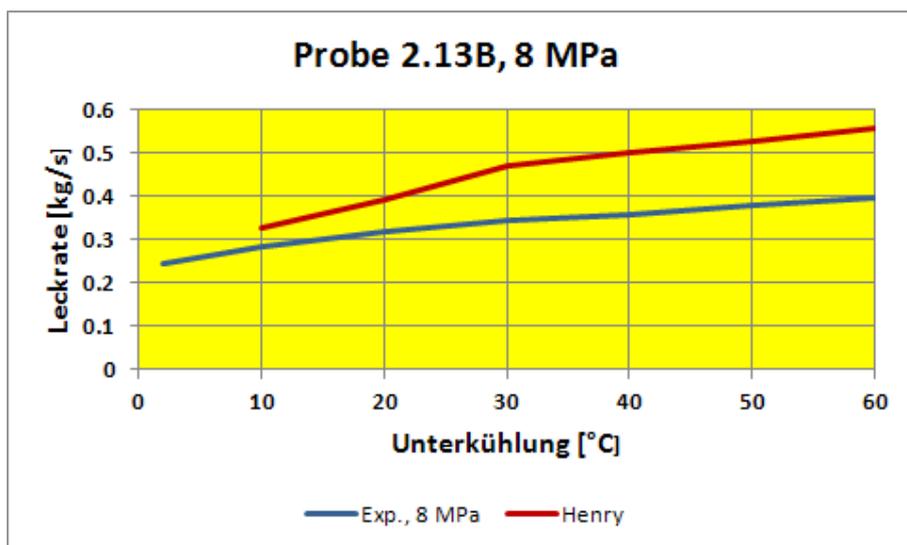


Abb. 11.1-31 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13B, 8 MPa Stagnationsdruck

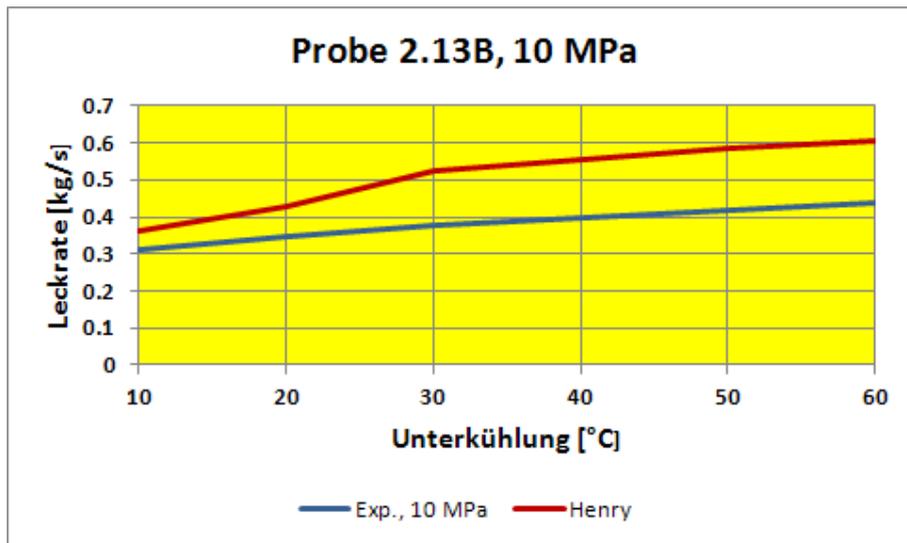


Abb. 11.1-32 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13B, 10 MPa Stagnationsdruck

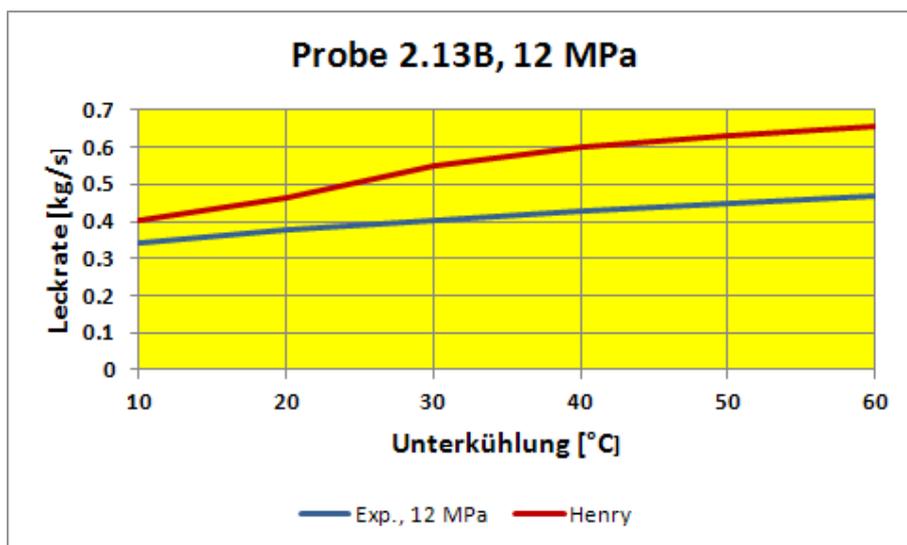


Abb. 11.1-33 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.13B, 12 MPa Stagnationsdruck

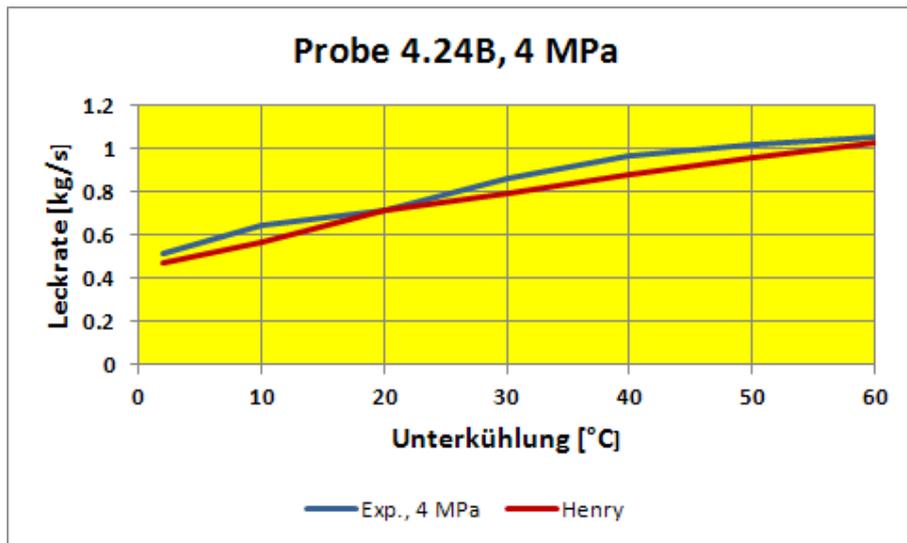


Abb. 11.1-34 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.24B, 4 MPa Stagnationsdruck

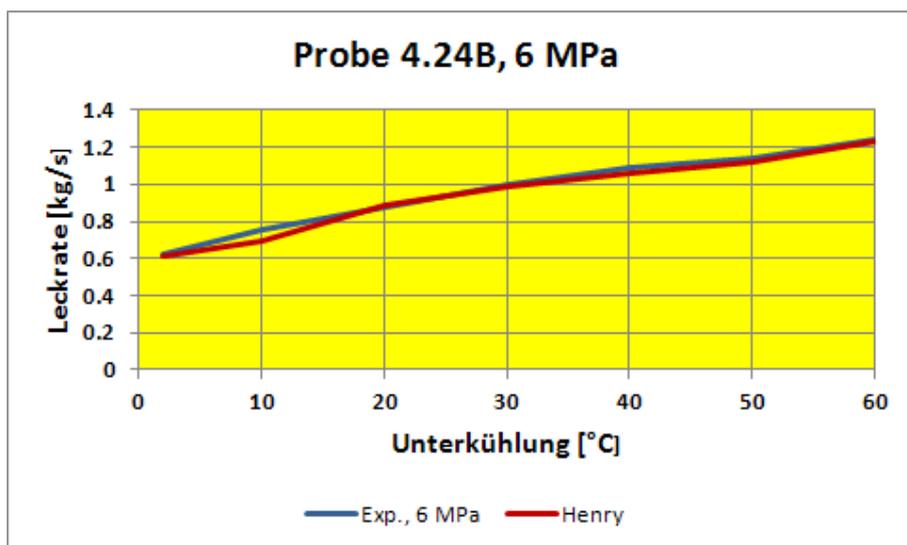


Abb. 11.1-35 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.24B, 6 MPa Stagnationsdruck

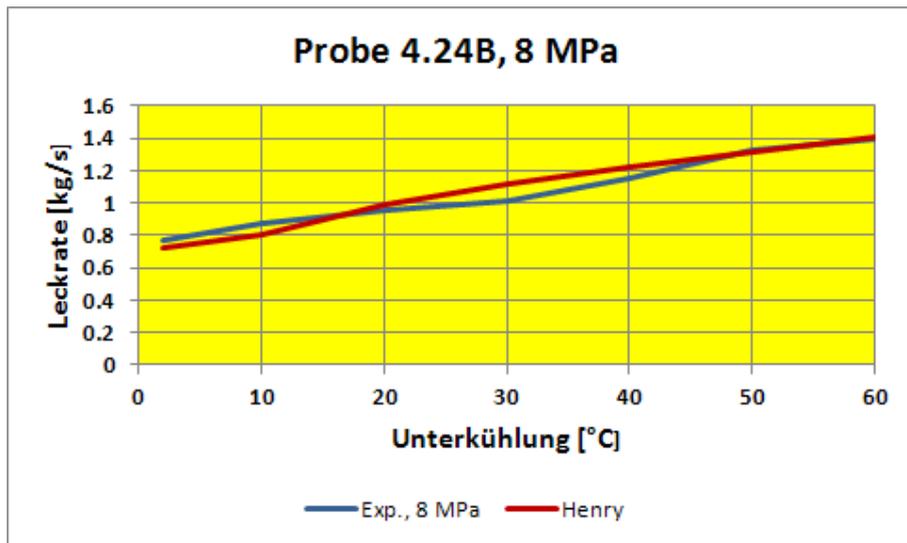


Abb. 11.1-36 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.24B, 8 MPa Stagnationsdruck

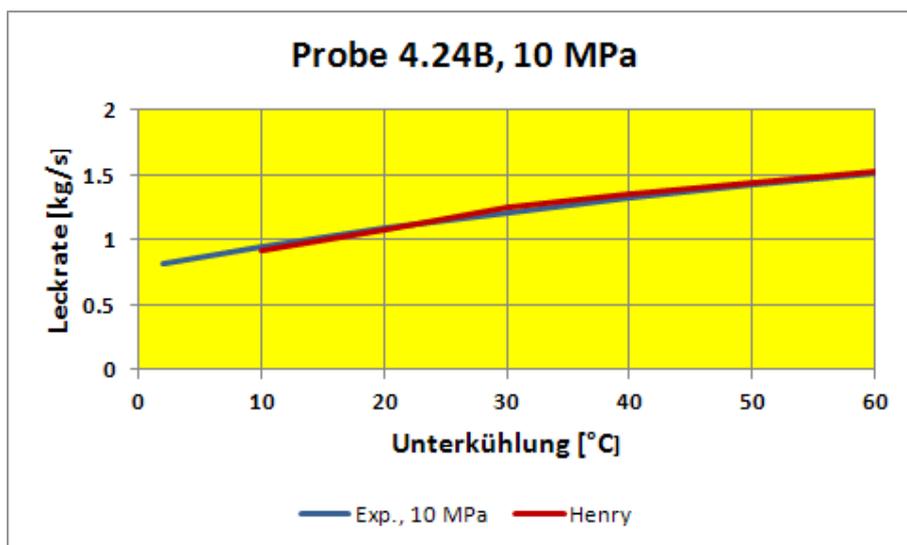


Abb. 11.1-37 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.24B, 10 MPa Stagnationsdruck

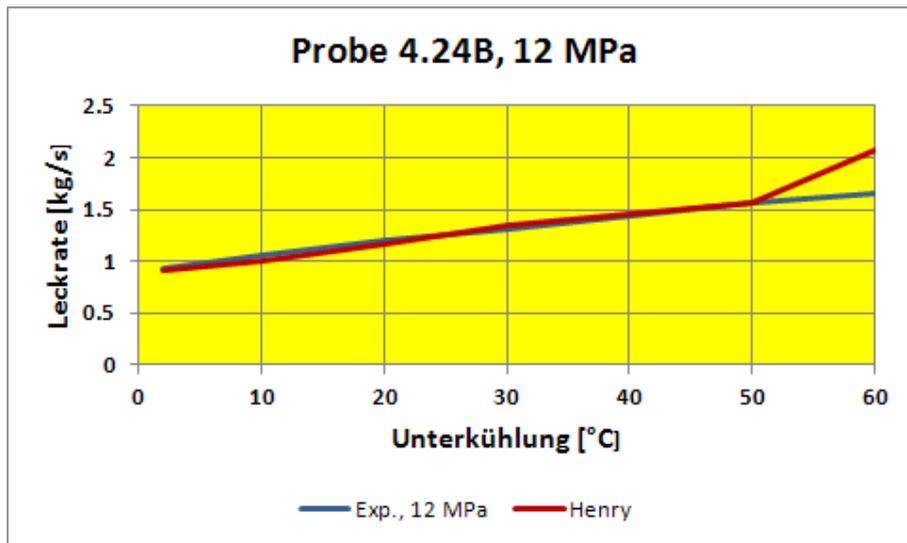


Abb. 11.1-38 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.24B, 12 MPa Stagnationsdruck

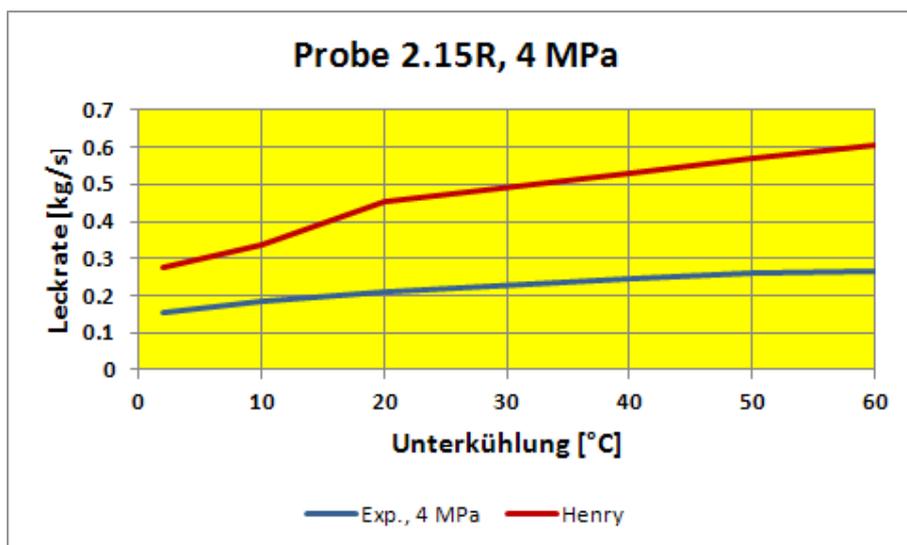


Abb. 11.1-39 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.15R, 4 MPa Stagnationsdruck

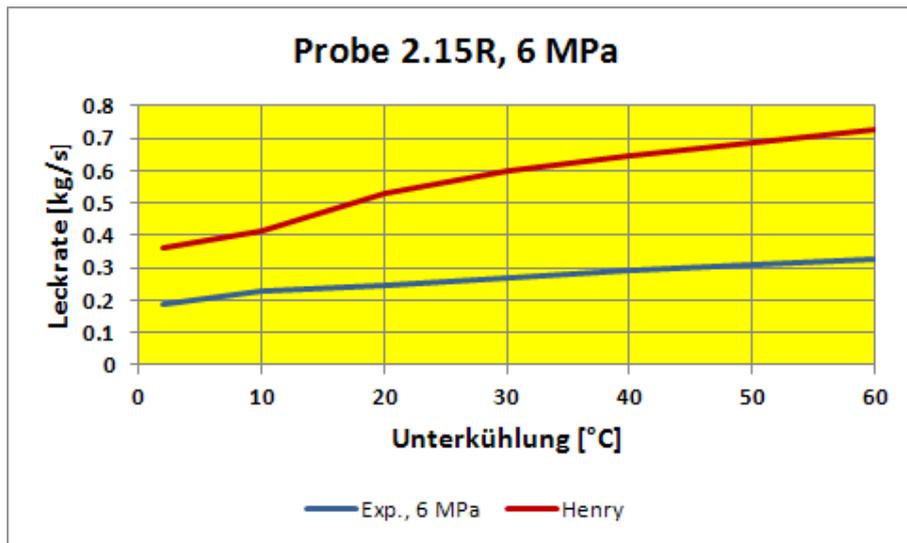


Abb. 11.1-40 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.15R, 6 MPa Stagnationsdruck

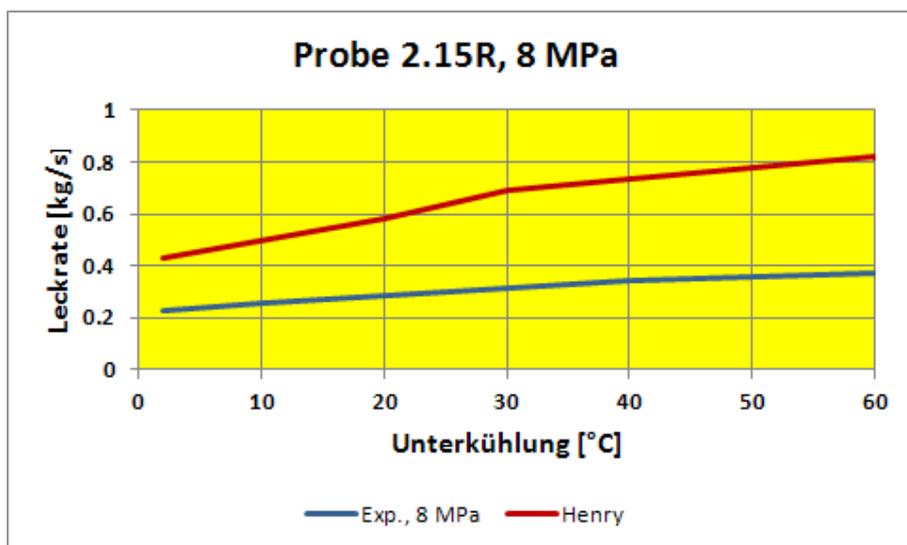


Abb. 11.1-41 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.15R, 8 MPa Stagnationsdruck

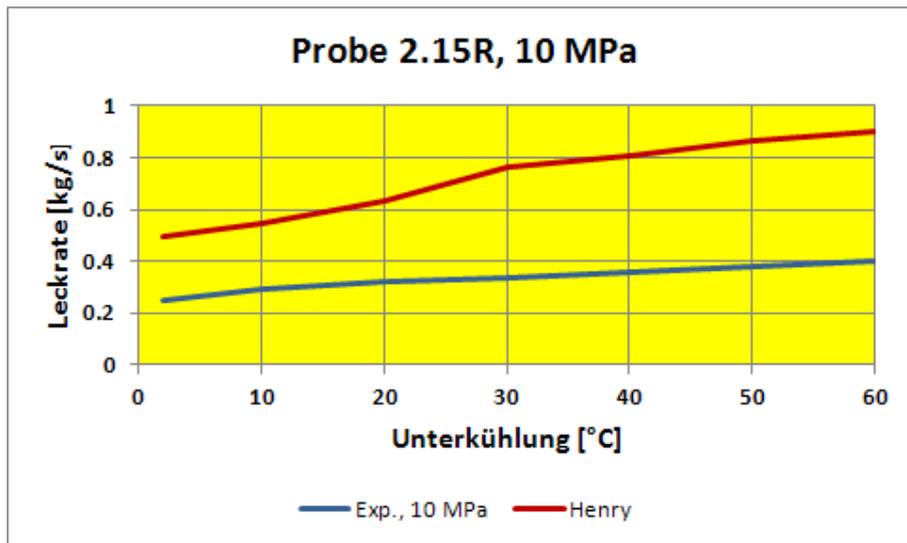


Abb. 11.1-42 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.15R, 10 MPa Stagnationsdruck

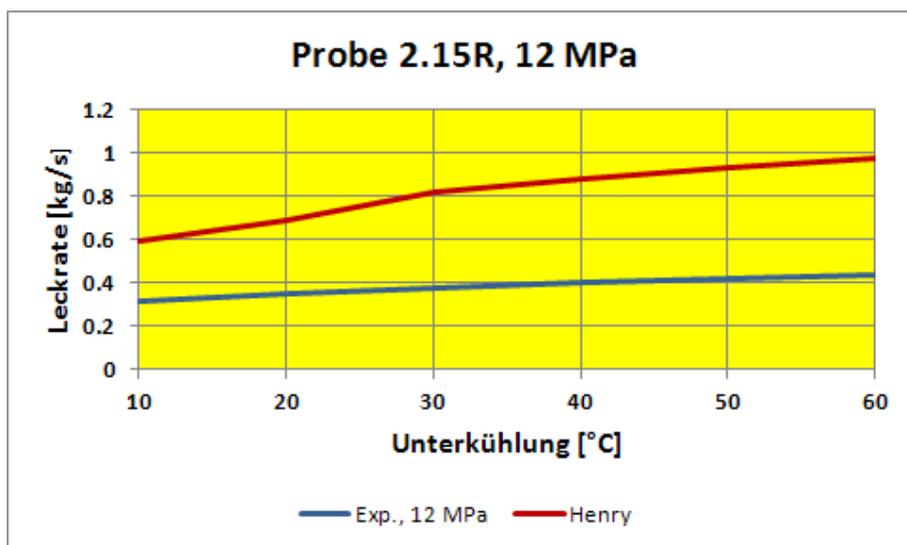


Abb. 11.1-43 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.15R, 12 MPa Stagnationsdruck

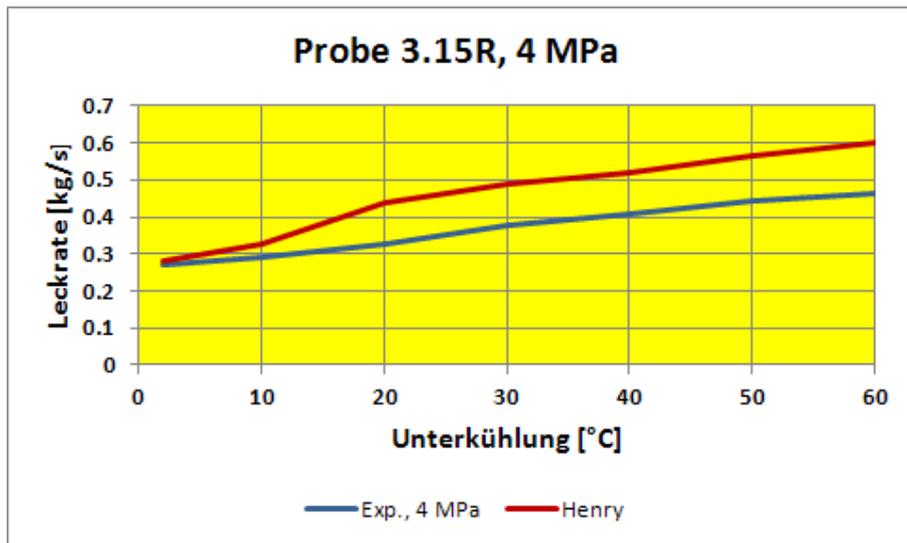


Abb. 11.1-44 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.15R, 4 MPa Stagnationsdruck

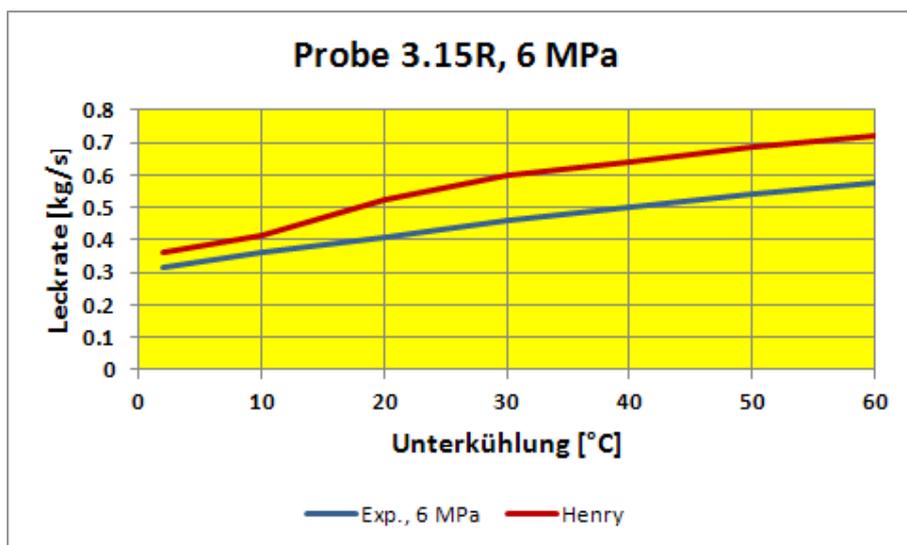


Abb. 11.1-45 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.15R, 6 MPa Stagnationsdruck

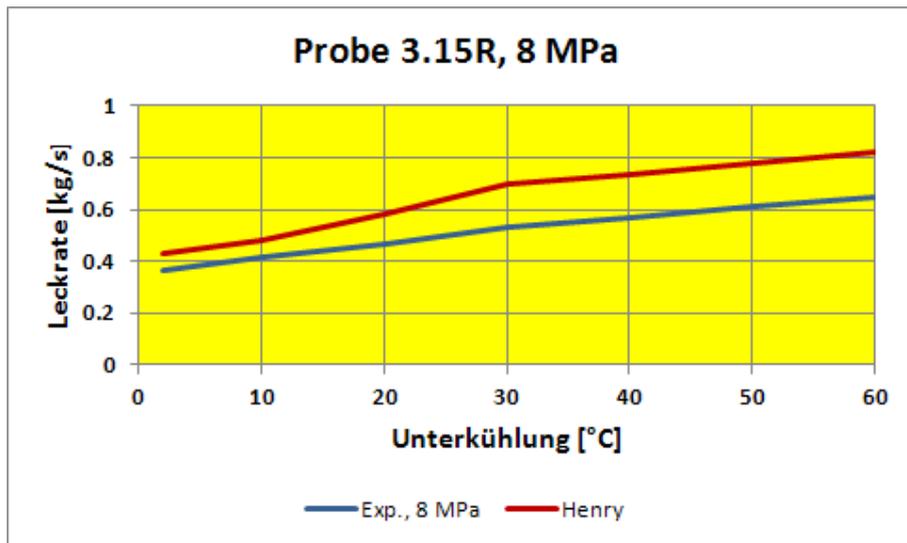


Abb. 11.1-46 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.15R, 8 MPa Stagnationsdruck

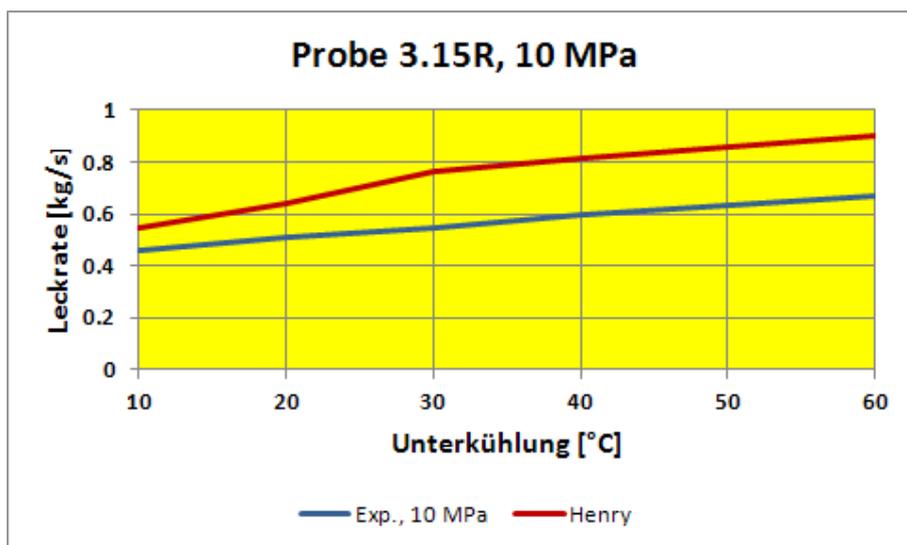


Abb. 11.1-47 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.15R, 10 MPa Stagnationsdruck

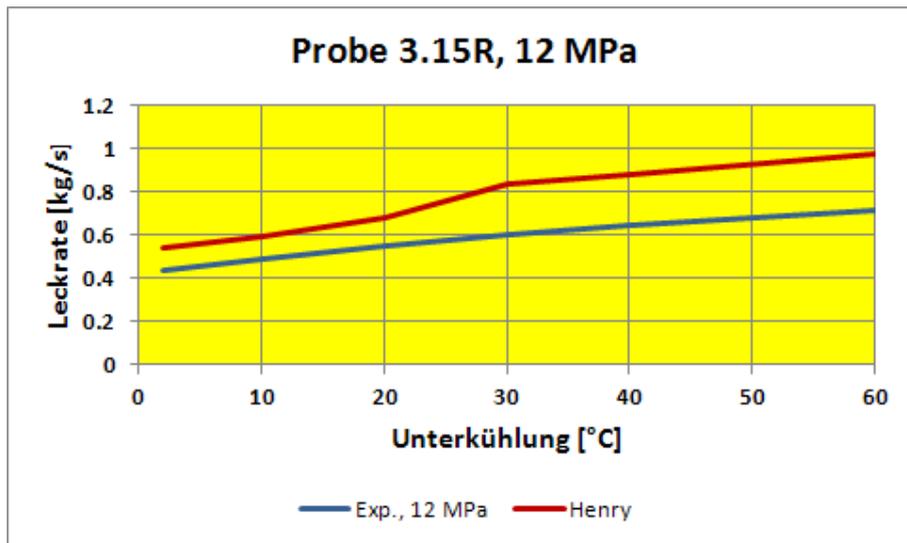


Abb. 11.1-48 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.15R, 12 MPa Stagnationsdruck

**Probe 4.15R**

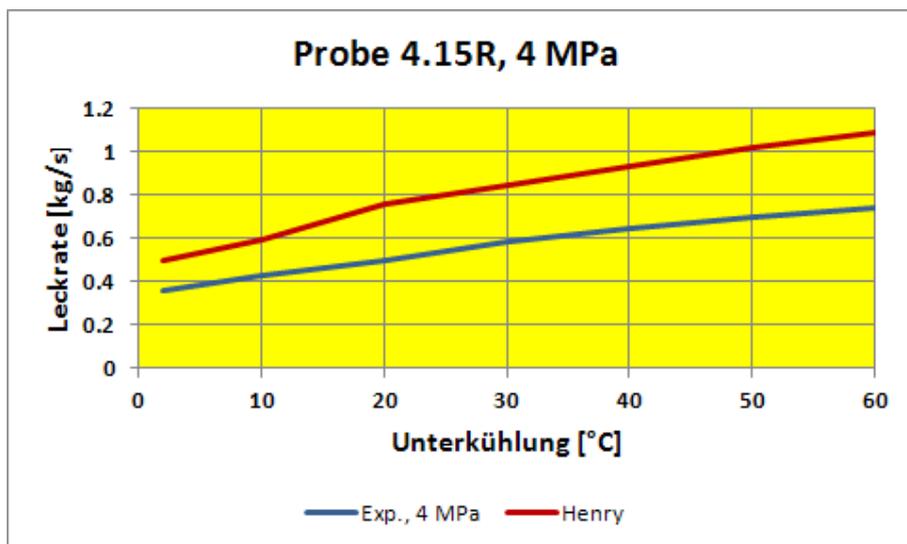


Abb. 11.1-49 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.15R, 4 MPa Stagnationsdruck

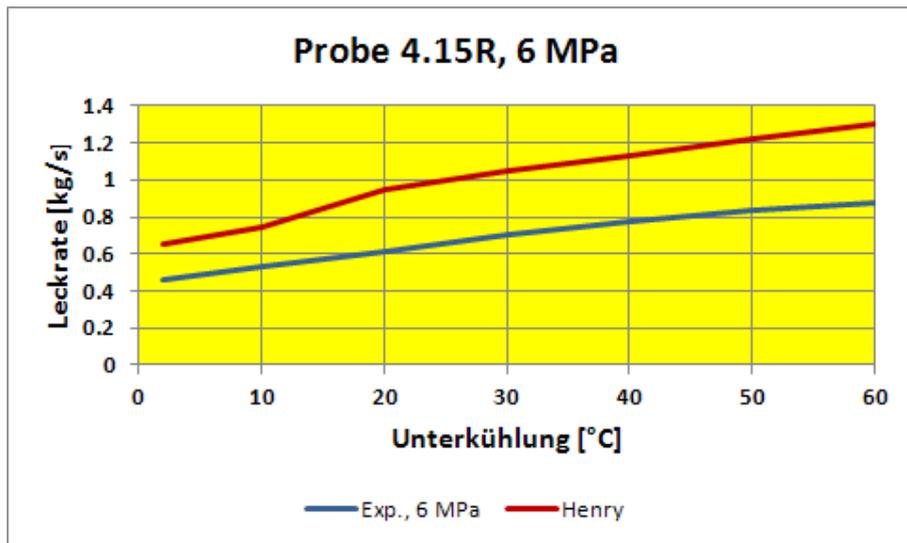


Abb. 11.1-50 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.15R, 6 MPa Stagnationsdruck

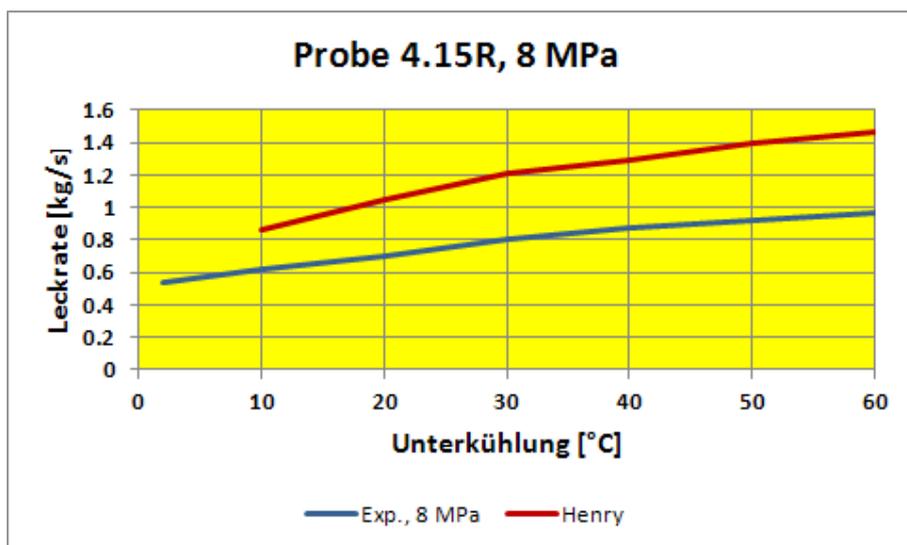


Abb. 11.1-51 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.15R, 8 MPa Stagnationsdruck

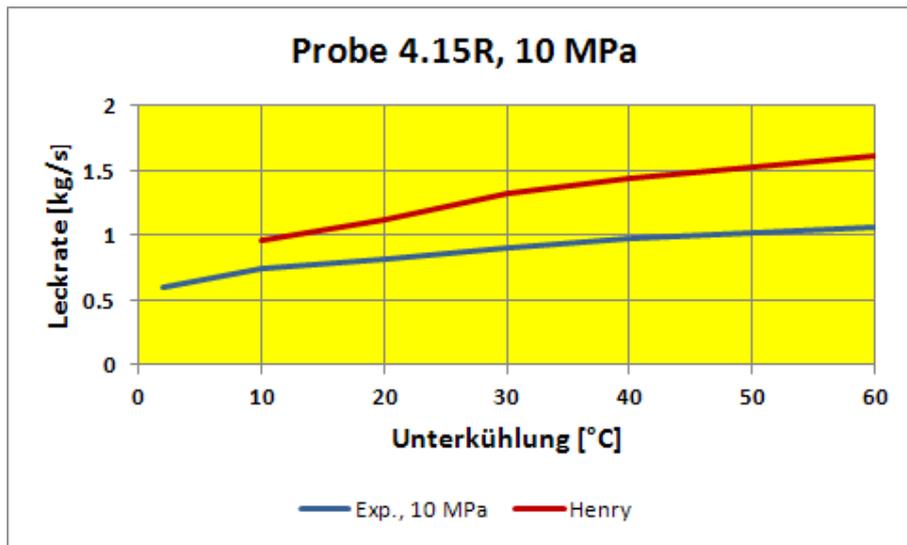


Abb. 11.1-52 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.15R, 10 MPa Stagnationsdruck

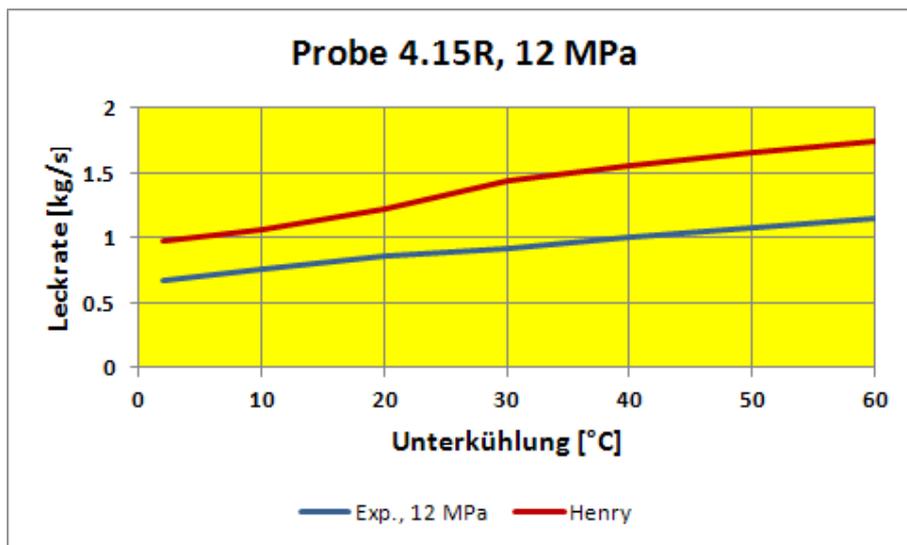


Abb. 11.1-53 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.15R, 12 MPa Stagnationsdruck

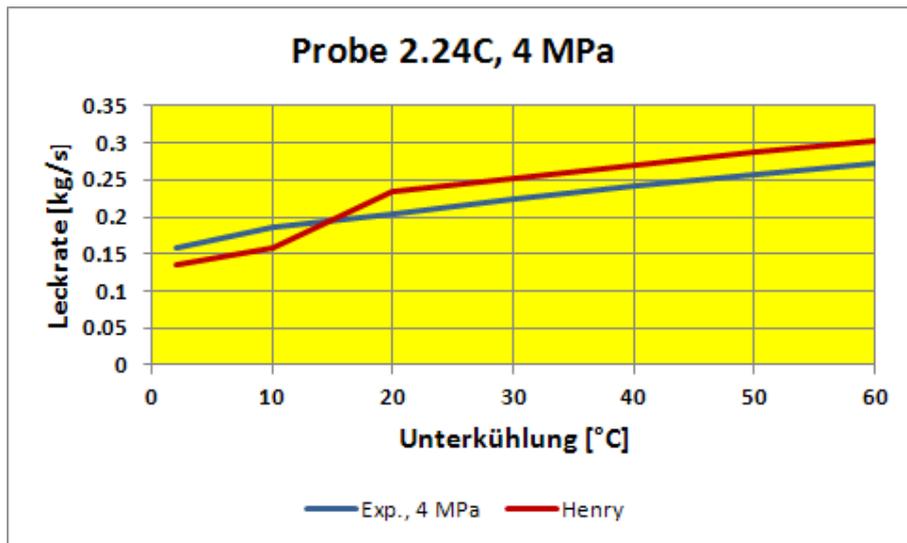


Abb. 11.1-54 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24C, 4 MPa Stagnationsdruck

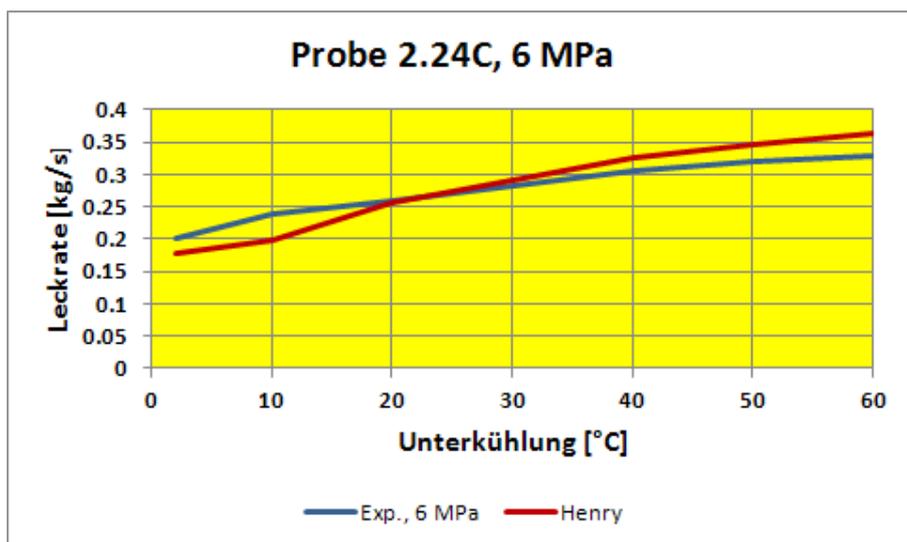


Abb. 11.1-55 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24C, 6 MPa Stagnationsdruck

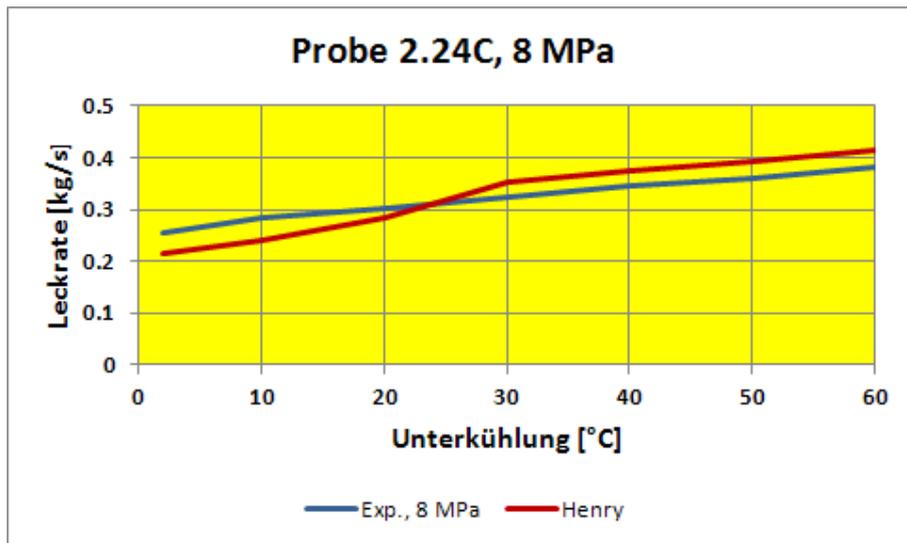


Abb. 11.1-56 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24C, 8 MPa Stagnationsdruck

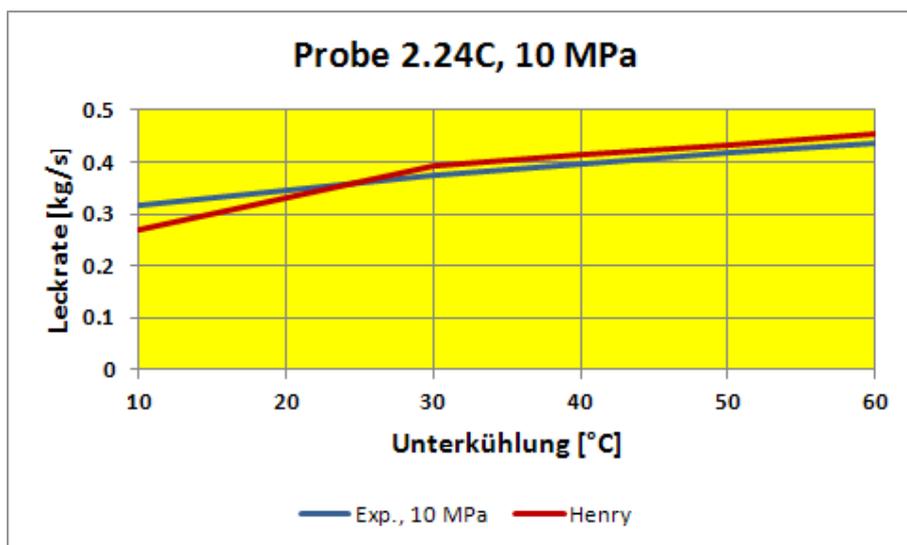


Abb. 11.1-57 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24C, 10 MPa Stagnationsdruck

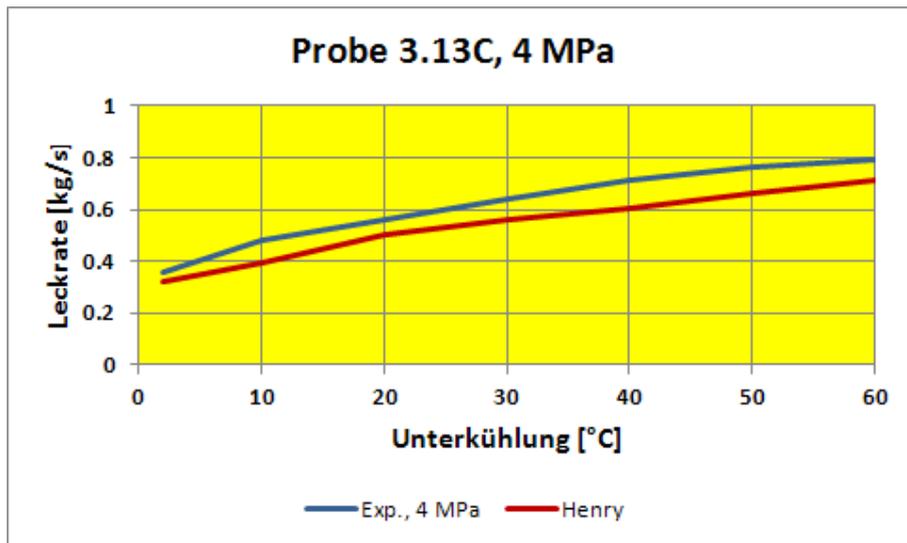


Abb. 11.1-58 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13C, 4 MPa Stagnationsdruck

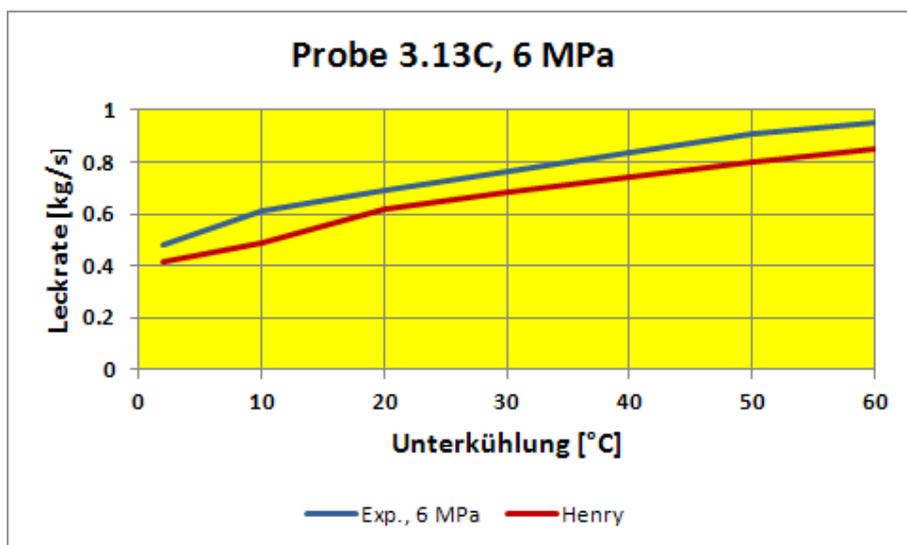


Abb. 11.1-59 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13C, 6 MPa Stagnationsdruck

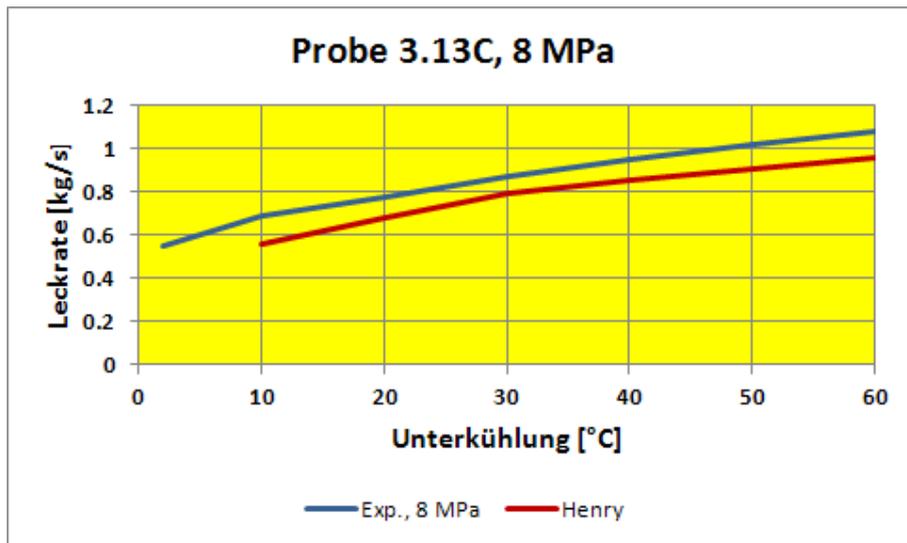


Abb. 11.1-60 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13C, 8 MPa Stagnationsdruck

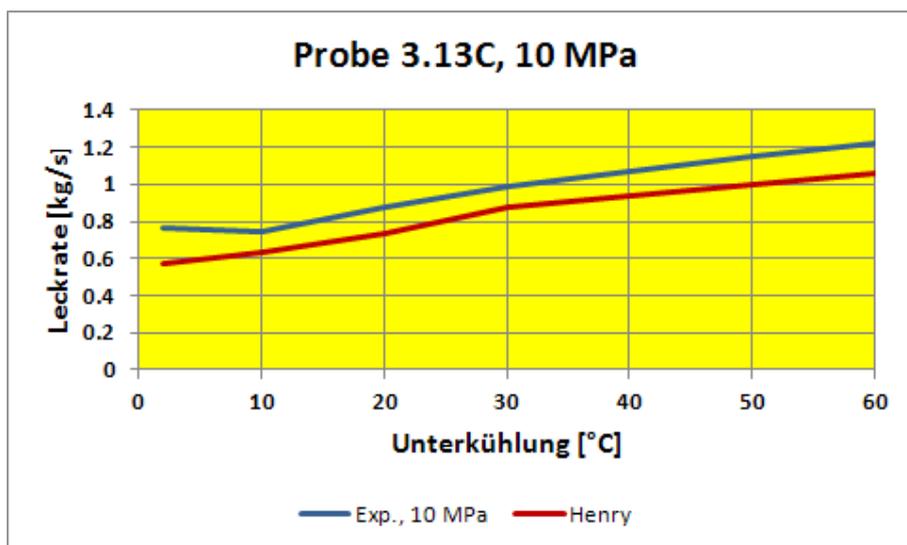


Abb. 11.1-61 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 3.13C, 10 MPa Stagnationsdruck

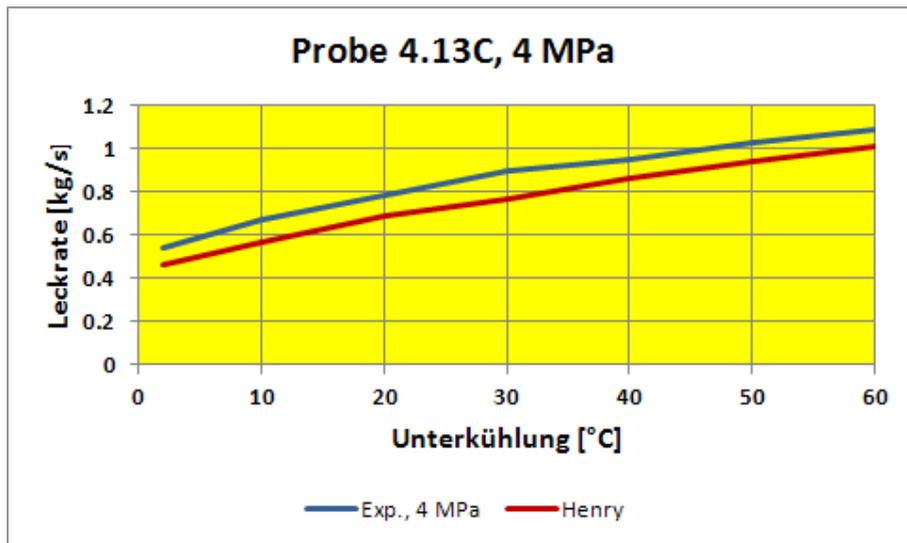


Abb. 11.1-62 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.13C, 4 MPa Stagnationsdruck

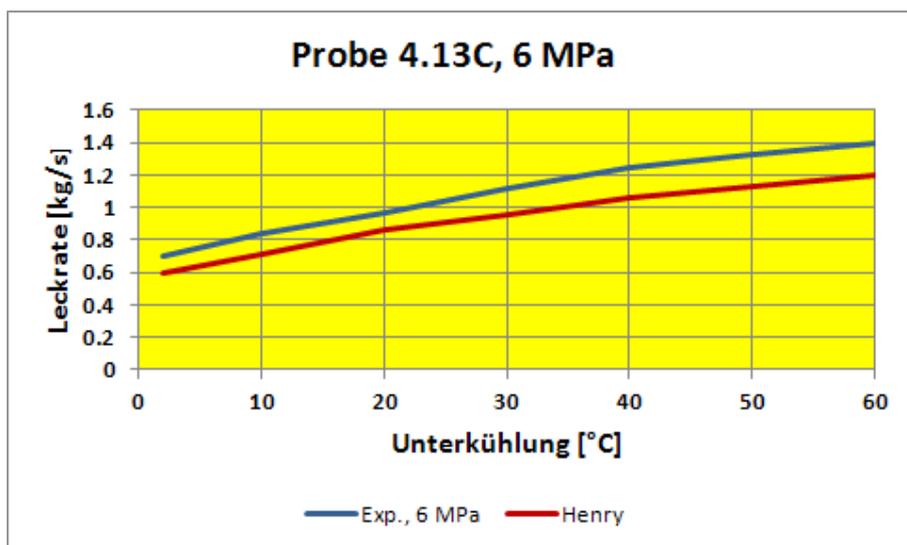


Abb. 11.1-63 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.13C, 6 MPa Stagnationsdruck

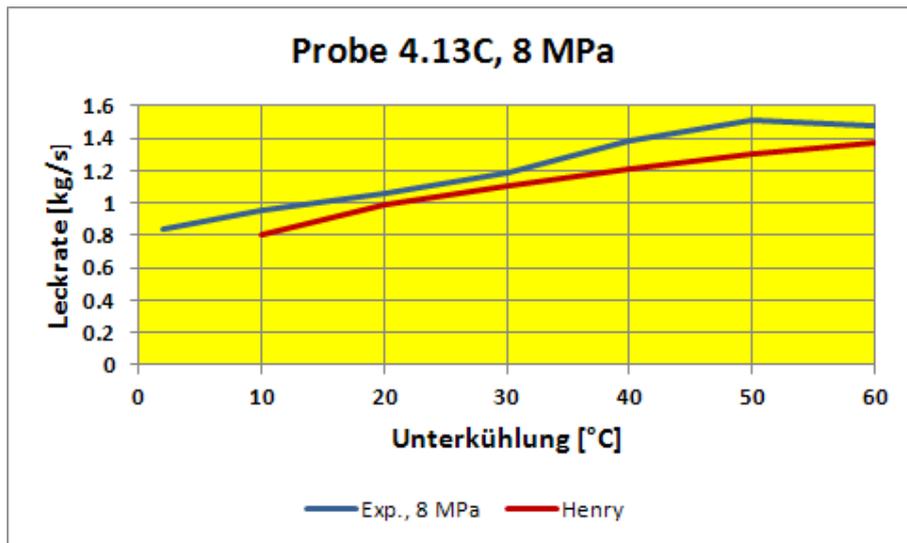


Abb. 11.1-64 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.13C, 8 MPa Stagnationsdruck

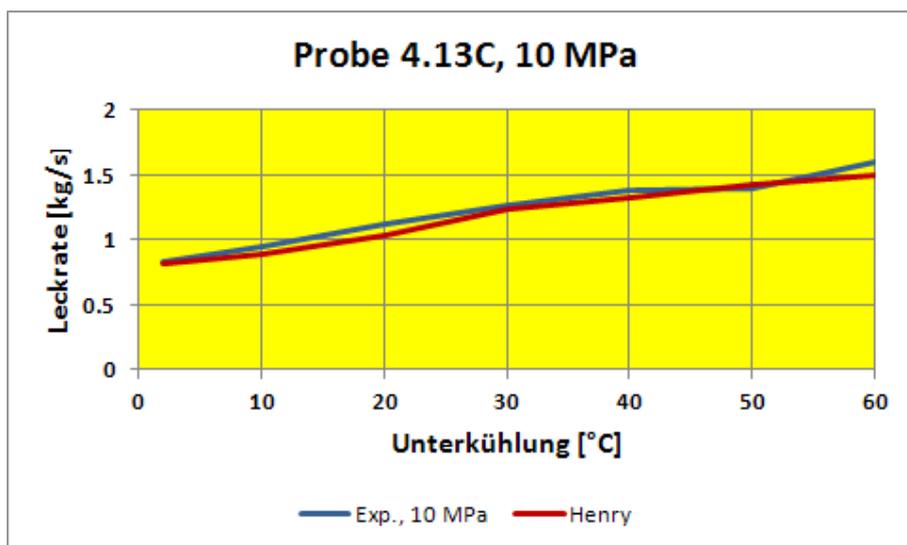


Abb. 11.1-65 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 4.13C, 10 MPa Stagnationsdruck

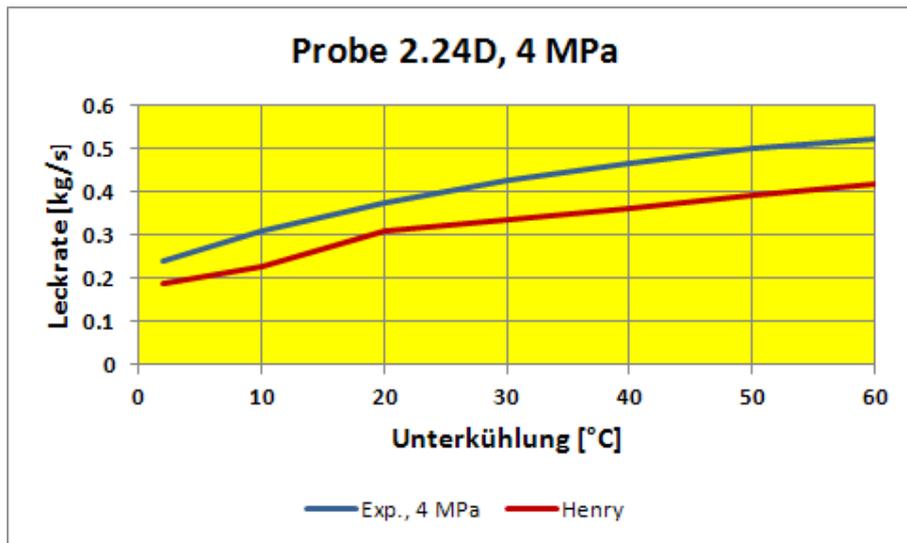


Abb. 11.1-66 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24D, 4 MPa Stagnationsdruck

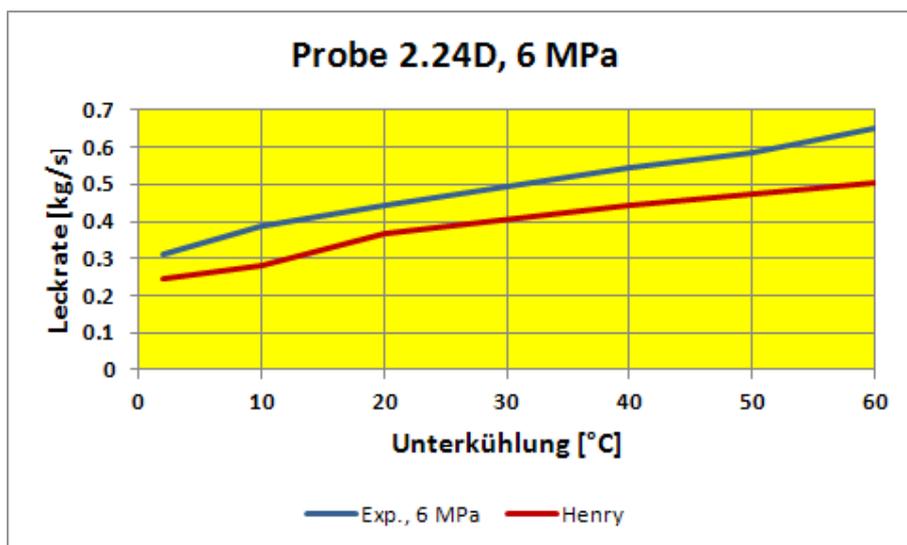


Abb. 11.1-67 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24D, 6 MPa Stagnationsdruck

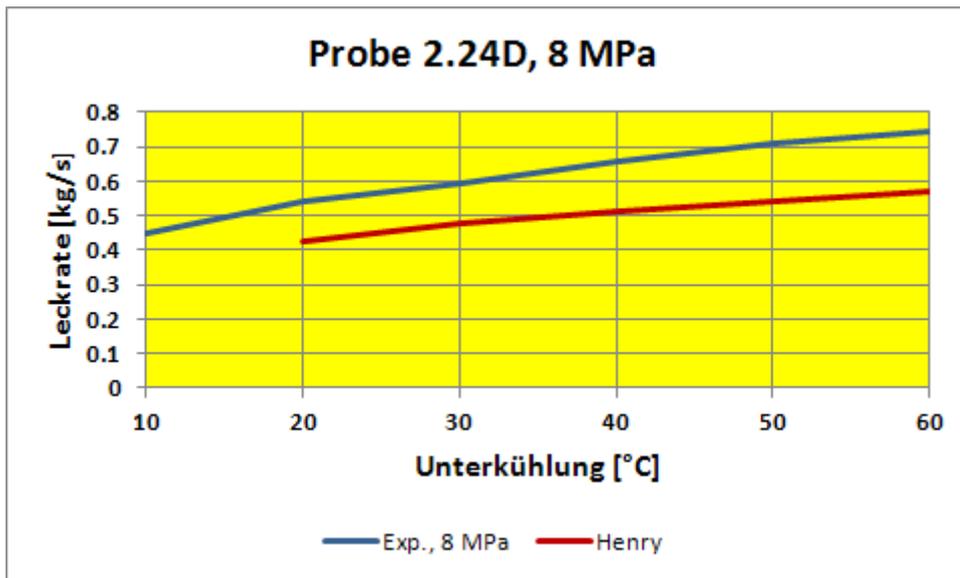


Abb. 11.1-68 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2.24D, 8 MPa Stagnationsdruck

## 11.2 Probe 2 der KWU-Versuche

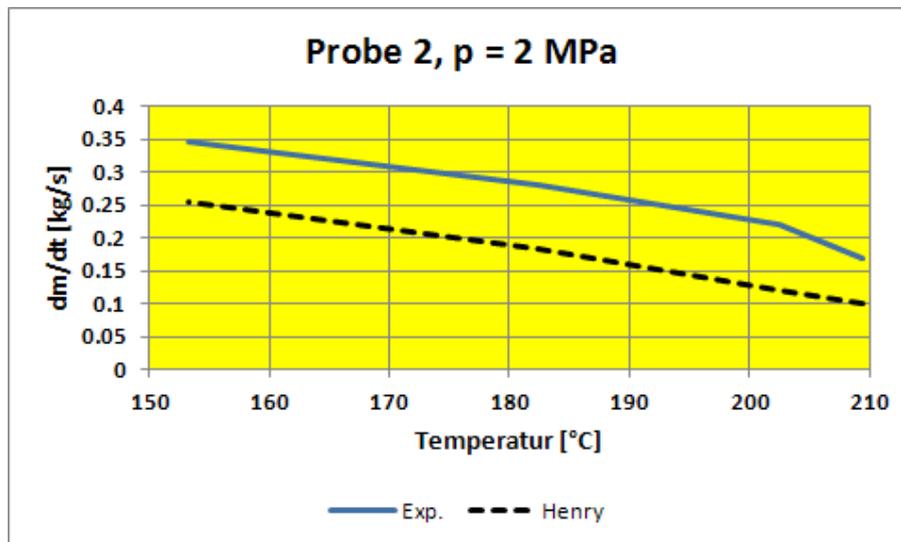


Abb. 11.2-1 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2, 2 MPa Stagnationsdruck

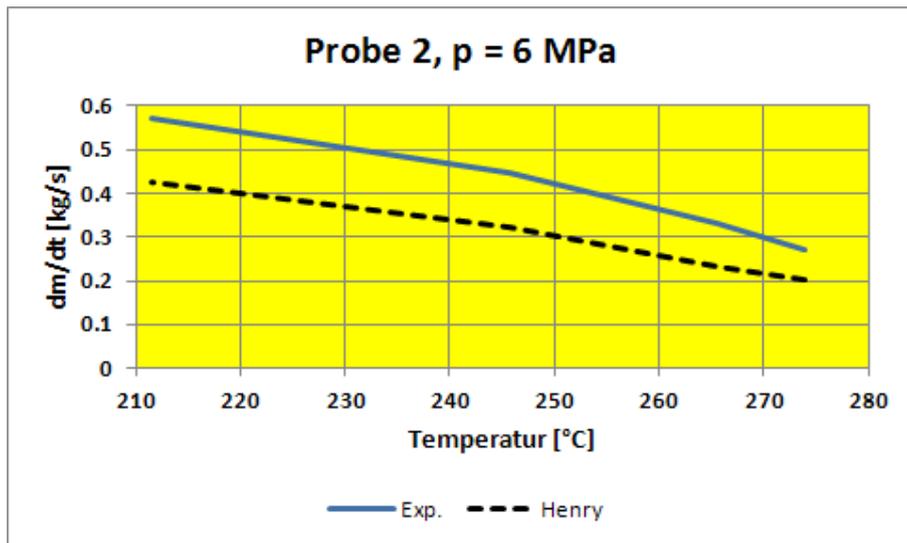


Abb. 11.2-2 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2, 6 MPa Stagnationsdruck

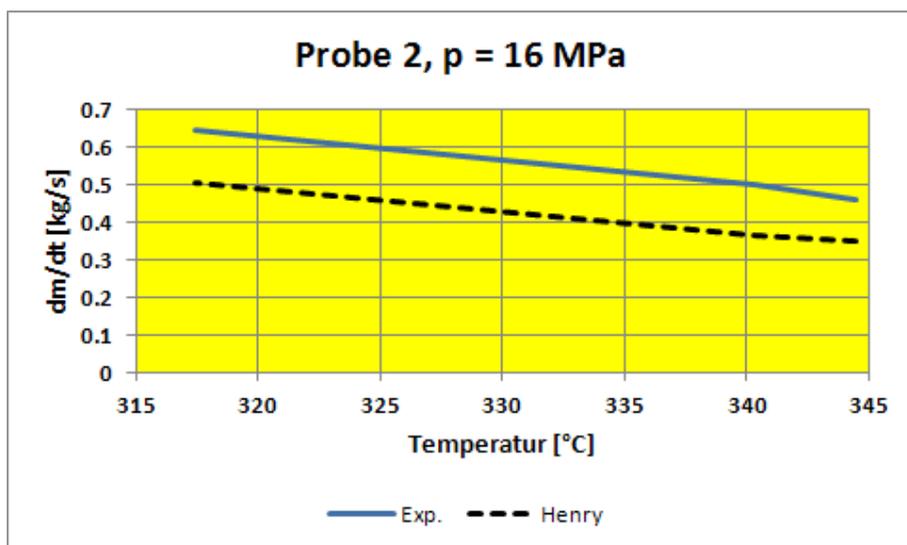


Abb. 11.2-3 Experimentelle Leckraten und Nachrechnungsergebnisse mit dem Henry-Modell, Probe 2, 16 MPa Stagnationsdruck

## 12 Anhang II: Ergebnisse thermohydraulischer Rechnungen mit Bruch der VAL

In den folgenden Abschnitten sind thermohydraulische Berechnungen zu postulierten Brüchen in der VAL zusammengefasst. Dabei wird an den drei Positionen (nahe Druckhalter, Mitte der Val und nahe HKL) an denen Lecks postuliert wurde (siehe Abschnitt 8.1) jetzt jeweils ein doppelendiger Bruch (2F) unterstellt. Diese Rechnungen dienen zum Vergleich mit den Zuständen bei den berechneten Lecks bzgl. der Druckverteilung.

### 12.1 Bruch der VAL an Position 1 (nahe am Druckhalter)

Im Folgenden werden jeweils die zeitlichen Verläufe der Drücke und der Wandtemperaturen in der VAL für einen postulierten Bruch der VAL nahe des Druckhalters (Abb. 12.1-1 und Abb. 12.1-2) dargestellt.

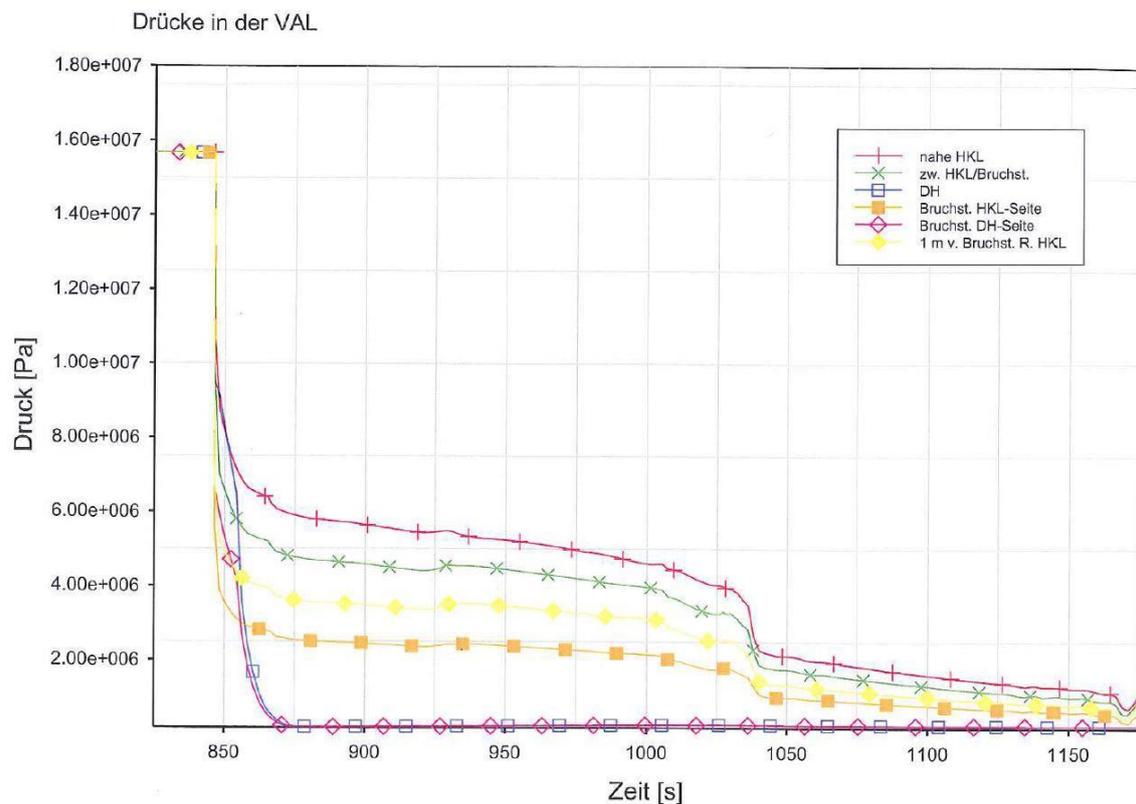


Abb. 12.1-1 VAL-Bruch (Position 1): Druckverläufe an verschiedenen Positionen der Volumenausgleichsleitung

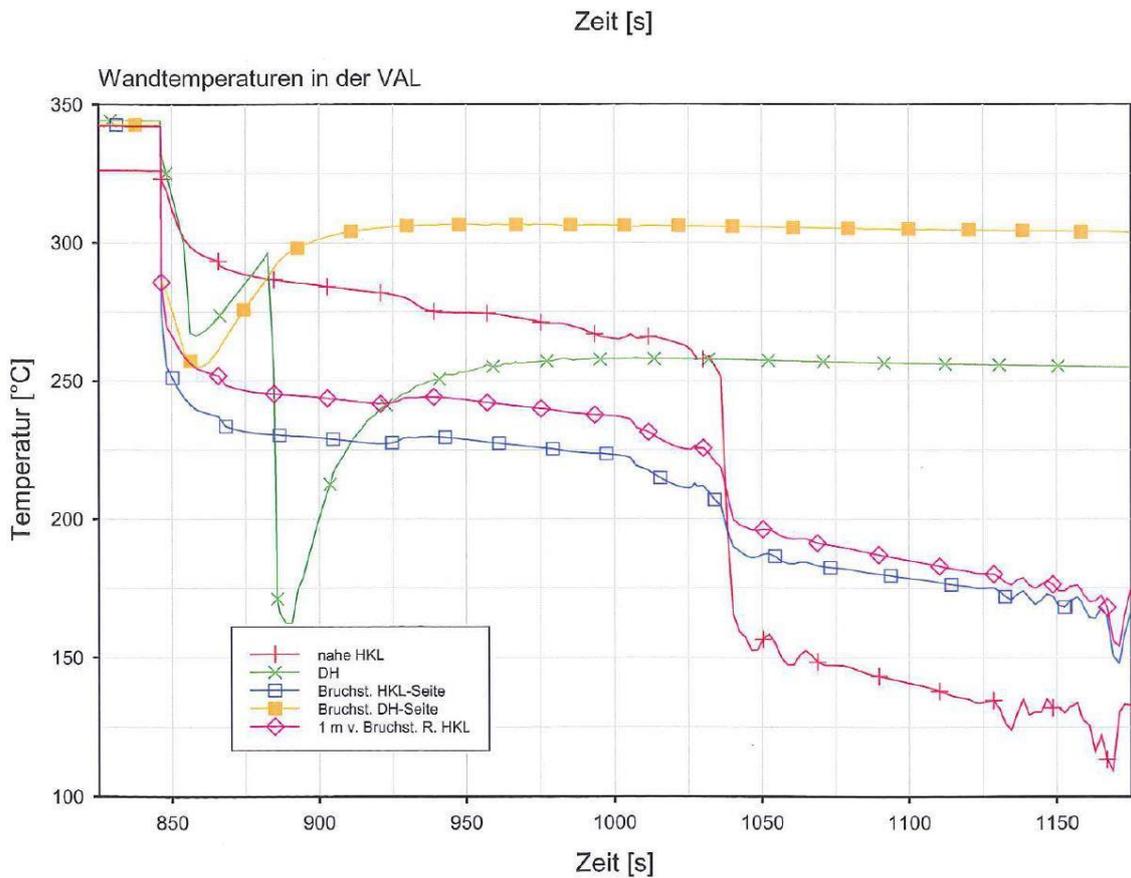


Abb. 12.1-2 VAL-Bruch (Position 1): Wandtemperaturverläufe an verschiedenen Positionen der Volumenausgleichsleitung

## 12.2 Bruch der VAL an Position 2 (VAL-Mitte)

Abb. 12.2-1 und Abb. 12.2-2 zeigen die zeitlichen Verläufe der Drücke und der Wandtemperaturen für einen postulierten Bruch in der Mitte der VAL.

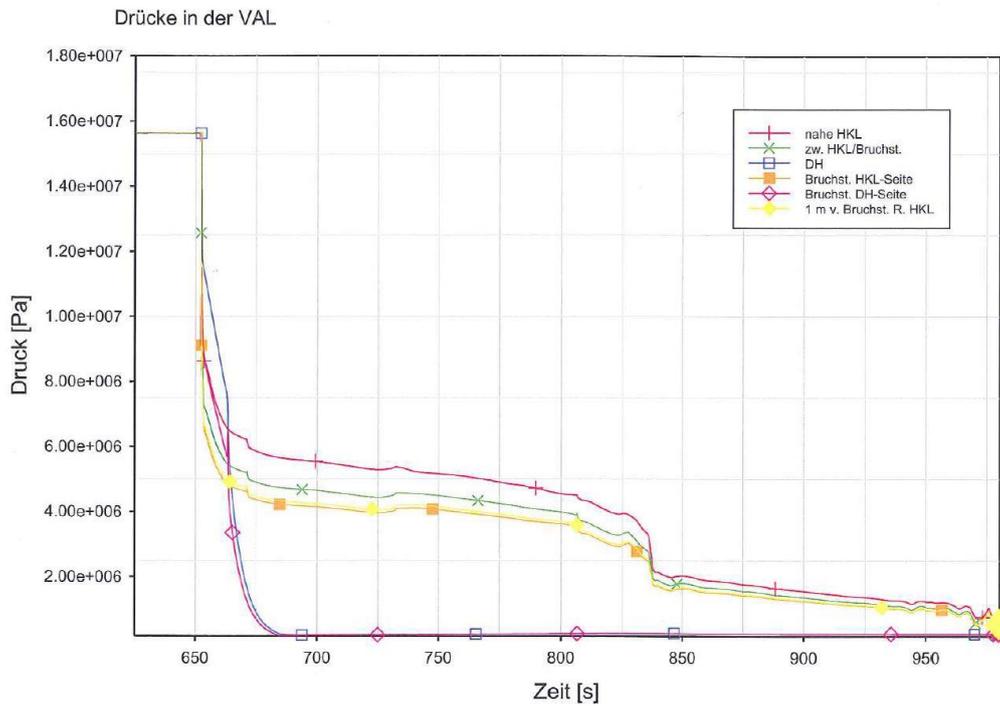


Abb. 12.2-1 VAL-Bruch (Position 2): Druckverläufe an verschiedenen Positionen der Volumenausgleichsleitung

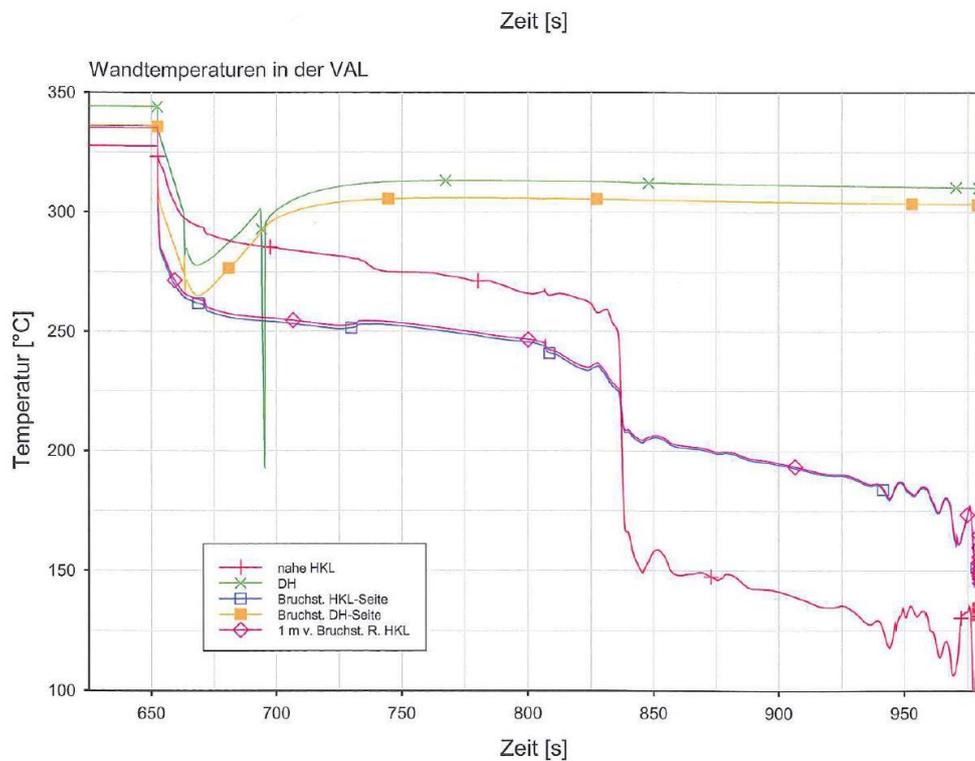


Abb. 12.2-2 VAL-Bruch (Position 2): Wandtemperaturverläufe an verschiedenen Positionen der Volumenausgleichsleitung

### 12.3 Bruch der VAL an Position 3 (nahe HKL)

Die Abb. 12.3-1 und Abb. 12.3-2 zeigen die zeitlichen Verläufe der Drücke und der Wandtemperaturen für einen postulierten Bruch der VAL nahe der Einmündung in die HKL.

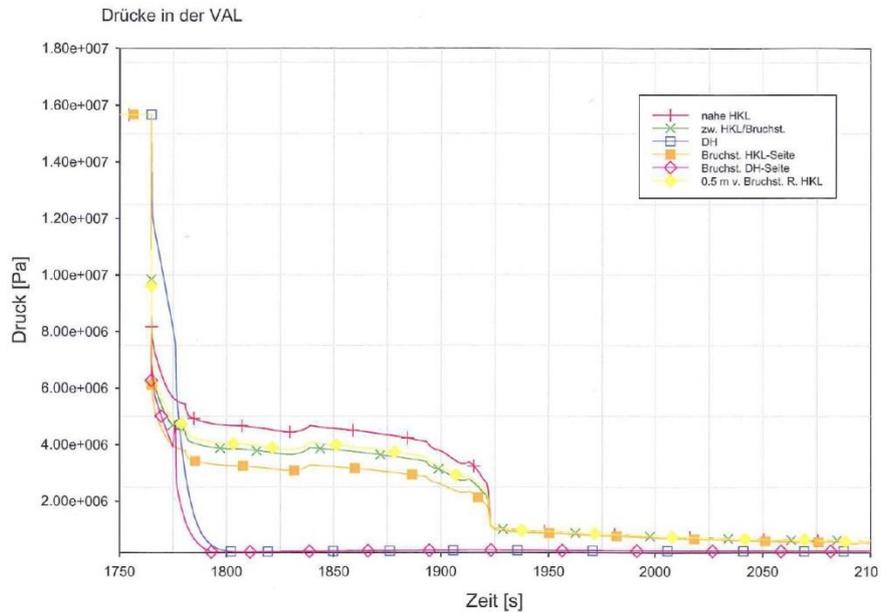


Abb. 12.3-1 VAL-Bruch (Position 3): Druckverläufe an verschiedenen Positionen der Volumenausgleichsleitung

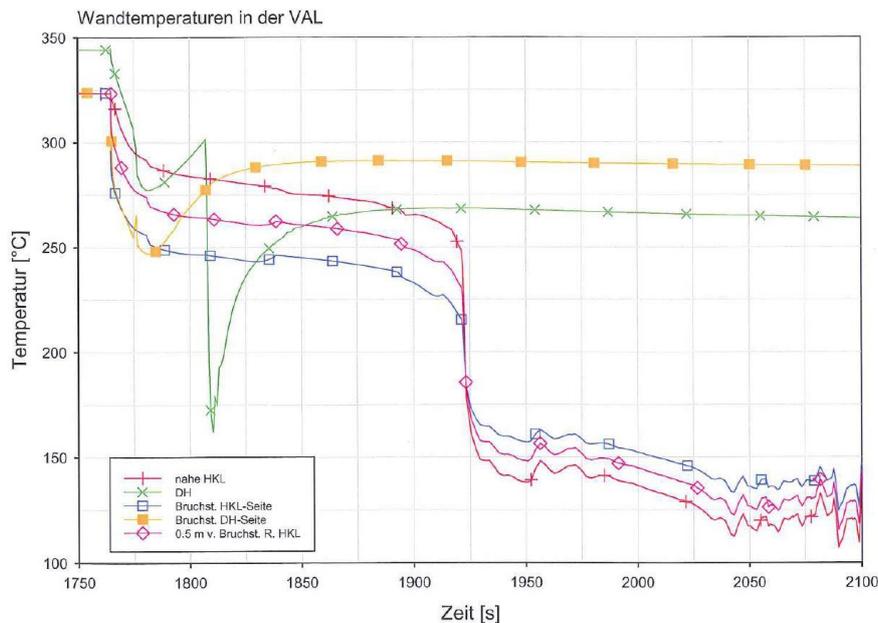


Abb. 12.3-2 VAL-Bruch (Position 3): Wandtemperaturverläufe an verschiedenen Positionen der Volumenausgleichsleitung

## **12.4 Zusammenfassung**

Bei den Simulationen mit postuliertem Abriss sind die Druckverläufe an den verschiedenen Auswertepositionen der VAL deutlich verschieden. Demgegenüber sind die Druckverläufe in der VAL bei den untersuchten kleinen Lecks nahezu gleich. Beispielhaft wurde das strukturmechanische Verhalten der VAL bei einem postulierten Abriss nahe des Druckhalters in /GRS 07/ untersucht. Zur Frage des Öffnungsverhaltens einer Rohrleitung beim 2F-Bruch und der sich dadurch insbesondere in der Anfangsphase ergebenden Leckmassenströme unter Berücksichtigung von Strahlkräften könnten zusätzliche Untersuchungen durchgeführt werden.