

**Experimentelle und numerische Untersuchung von Gas/Liquid-  
Phasengrenzflächen als Referenzwert für die hydrostatische  
Füllstandsmessung in Siedewasserreaktoren**

Von der Fakultät für Maschinenbau, Verfahrens- und Energietechnik  
der Technischen Universität Bergakademie Freiberg  
genehmigte

**DISSERTATION**

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur

Dr.-Ing.,

vorgelegt

von Dipl.-Ing. (FH) Stephan Schulz

geboren am 18.10.1983 in Löbau.

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. P. Löber (TU Bergakademie Freiberg)  
Prof. Dr.-Ing. habil. R. Hampel (Hochschule Zittau/Görlitz)

Tag der Verleihung: 17.12.2013

## **Danksagung**

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Prozeßtechnik, Prozeßautomatisierung und Meßtechnik (IPM) der Hochschule Zittau/Görlitz. Das zugehörige Projekt „Modellierung und Simulation von Übergangsprozessen in geneigten dünnen Rohrleitungen“ (Kennzeichen: 1501378) wurde über die Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH als Projektträger durch das Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie (BMWi) gefördert.

Ich möchte mich insbesondere bei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Peter Löber für das Interesse an der Themenstellung bedanken. Mein besonderer Dank gilt gleichermaßen Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Rainer Hampel für die Bereitstellung der interessanten Aufgabenstellung, die intensive wissenschaftliche Betreuung und die konstruktiven Diskussionen bei der Ausarbeitung der Promotionsschrift.

Für die eingeräumten Messzeiten an der Röntgen-Versuchsanlage und die Unterstützung bei der Durchführung und Auswertung der Experimente danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Uwe Hampel, Frau Dr. Natalia Shevchenko und Herrn Dipl.-Ing. Stephan Boden vom Helmholtz-Zentrum Dresden-Rossendorf (HZDR).

Bei allen Kolleginnen und Kollegen des Institutes bedanke ich mich für das hervorragende Arbeitsklima. Vor allem danke ich Herrn Matthias Pfeiffer für die Anfertigung diverser Komponenten des Versuchsstandes, Herrn Dipl.-Ing. (FH) Clemens Schneider für die Bereitstellung der Thermografie-Kamera sowie Herrn Dipl. Wi.-Math. (FH) Stefan Renger für die Möglichkeit, numerische Strömungssimulationen mit den Lizenzen der Fachgruppe Kerntechnik/Softcomputing durchführen zu können.

Nicht zuletzt danke ich meiner Familie und meiner Freundin Susanne für das zeitintensive Korrekturlesen der Dissertation, für die Verbesserungsvorschläge und vor allem für ihre vollste moralische Unterstützung. Ihr habt mir immer den Rücken gestärkt und auf diese Weise wesentlich zum Gelingen der Arbeit beigetragen.

## **Kurzreferat**

Die Dissertation ist an der Schnittstelle zwischen der Reaktorsicherheitsforschung und der experimentellen sowie numerischen Beschreibung von Gas/Liquid-Zweiphasenströmungen einzuordnen. Untersucht werden das quasi-stationäre und dynamische Verhalten des als konstant vorausgesetzten Referenzpegels in den Nullkammerpegelgefäßen hydrostatischer Füllstandsmesssysteme von Siedewasserreaktoren. Schwerpunkte der Betrachtungen sind die bislang unzureichend beschriebenen Ursachen, Charakteristika und Auswirkungen von betriebs- und störfallbedingten Übergangsprozessen in der Impulsleitung.

Basierend auf der Analyse des Standes von Wissenschaft und Technik werden Gas/Liquid-Phasengrenzflächen in leicht geneigten, dünnen Rohrleitungen experimentell untersucht. Die Identifikation der dominierenden Einflüsse auf die Lage, Topologie und Stabilität des Zweiphasengebietes erfolgt durch Versuche bei Umgebungsbedingungen. Zur Variation der Stoffwerte werden unterschiedliche Fluidpaare betrachtet. Das Verhalten des Referenzfüllstandes bei Siedewasserreaktorparametern ist Gegenstand einer zweiten Versuchsreihe, in der ein Teil des Messsystems an einem Modell realitätsnah nachgebildet wird. Für eine völlig nichtinvasive Visualisierung der Phasenverteilung in den Stahlrohren werden mit der Röntgenradiografie und Infrarot-Thermografie zwei bisweilen unberücksichtigte Verfahren qualifiziert. Die Experimente untersuchen durch das gezielte Einprägen von Störgrößen die Ursachen und Wirkungen von dynamischen Änderungen des Referenzfüllstandes in den Nullkammerpegelgefäßen von Siedewasserreaktoren. Ausgehend von den Versuchen wird im numerischen Strömungscode Ansys CFX 14 ein Gesamtmodell zur Beschreibung des Systems entwickelt. Die Auswahl und Parametrierung der benötigten Teilmodelle erfolgt mithilfe der Messdaten. Die Simulationsergebnisse werden auf ihre Gitterunabhängigkeit geprüft und durch einen Vergleich mit den Messwerten experimentell validiert.

Durch die Experimente können die bisher ausschließlich phänomenologisch beschriebenen Übergangsprozesse in den Nullkammerpegelgefäßen von Siedewasserreaktoren erstmalig quantifiziert werden. Ein weiterer entscheidender Beitrag zur Reaktorsicherheit wird durch die Qualifizierung der Röntgen- und Infrarot-Messtechnik geliefert. Insbesondere letztere kann bei der Anwendung als Betriebsmesssystem die sicherheitstechnische Bewertung und Schadensvorsorge signifikant verbessern. Ein Beispiel hierfür ist die völlig nichtinvasive, frühzeitige Detektion von Radiolysegasansammlungen. Die experimentell validierten Teilmodelle des CFD-Codes Ansys CFX 14 tragen zum Abbau der Unsicherheiten bei der Beschreibung mehrdimensionaler Strömungsvorgänge bei.

**Inhaltsverzeichnis**

<b>Inhaltsverzeichnis .....</b>	<b>I</b>
<b>Abbildungsverzeichnis.....</b>	<b>V</b>
<b>Tabellenverzeichnis .....</b>	<b>IX</b>
<b>Abkürzungsverzeichnis .....</b>	<b>X</b>
<b>Formelzeichenverzeichnis .....</b>	<b>XII</b>
<b>1 Einleitung und Problemstellung – Hydrostatische Füllstandsmessung .....</b>	<b>1</b>
<b>2 Analyse des Standes von Wissenschaft und Technik .....</b>	<b>5</b>
2.1 Problematik der Temperaturschwankungen in NKPG .....	5
2.2 Gas/Liquid-Zweiphasenströmungen in dünnen, leicht geneigten, vertikalen und horizontalen Rohrleitungen .....	9
2.2.1 Einordnung und dominierende physikalische Phänomene .....	9
2.2.2 Verfahren zur nichtinvasiven Messung bei Siedewasserreaktor-Parametern.....	16
2.2.3 Experimentelle Untersuchung des Wärme-, Stoff- und Phasenüberganges in Minikanälen .....	20
2.2.4 Numerische Untersuchungen in Mikro- und Minikanälen mit CFD-Codes.....	23
2.2.4.1 Modellierung der Grenzflächentopologie.....	23
2.2.4.2 Modellierung des Wärme- und Stofftransportes .....	24
2.3 Schlussfolgerungen aus der Analyse des Standes von Wissenschaft und Technik .....	29
<b>3 Zielstellung und Abgrenzung der Arbeit .....</b>	<b>30</b>
<b>4 Experimentelle Untersuchung der Topologie und Stabilität von Gas/Liquid-Phasengrenzen bei Umgebungsparametern.....</b>	<b>34</b>
4.1 Zielstellung der Versuche .....	34
4.2 Aufbau und Durchführung der Experimente zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Gas/Liquid-Phasengrenzen bei Umgebungsparametern .....	35
4.2.1 Versuchsaufbau .....	35
4.2.2 Durchführung der Versuche zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Gas/Liquid-Phasengrenzen bei Umgebungsparametern.....	36
4.2.2.1 Stationäre Betrachtung zur Untersuchung der Grenzflächentopologie .....	36
4.2.2.2 Dynamische Betrachtung zur Untersuchung der Grenzflächenstabilität.....	38
4.3 Ergebnisse der Versuche zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Gas/Liquid-Phasengrenzen bei Umgebungsparametern.....	39
4.3.1 Stationäre Betrachtung zur Untersuchung der Grenzflächentopologie .....	39



4.3.2	Dynamische Betrachtung zur Untersuchung der Grenzflächenstabilität.....	46
4.4	Schlussfolgerungen.....	51
<b>5</b>	<b>Experimentelle Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf- Phasengrenzen in SWR-NKPG .....</b>	<b>53</b>
5.1	Zielstellung der Versuche .....	53
5.2	Beschreibung des Versuchsaufbaus und Validierung der Röntgenradiografie zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG .....	53
5.2.1	Versuchsaufbau .....	53
5.2.2	Validierung der Röntgenradiografie zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG .....	56
5.3	Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei idealer Geometrie und störungsfreier Prozessführung.....	65
5.3.1	Durchführung der Versuche zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei idealer Geometrie und störungsfreier Prozessführung .....	65
5.3.2	Ergebnisse der Versuche zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei idealer Geometrie und störungsfreier Prozessführung .....	67
5.4	Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei nichtidealer Geometrie und gestörter Prozessführung.....	69
5.4.1	Validierung der Infrarot-Thermografie als alternatives Messverfahren zur Untersuchung von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG .....	69
5.4.2	Durchführung der Versuche zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei nichtidealer Geometrie und gestörter Prozessführung .....	72
5.4.3	Auswertung der Versuche zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei nichtidealer Geometrie und gestörter Prozessführung .....	74
5.4.3.1	Messreihen im stationären Zustand (i-00-W und i-hL-W).....	74
5.4.3.2	Messreihen mit schneller Druckabsenkung (i-dp-W und i-hL+dp-W) .....	75
5.4.4	Ergebnisse der Versuche zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei nichtidealer Geometrie und gestörter Prozessführung .....	76

---

5.4.4.1	Messreihen im stationären Zustand (i-00-W).....	76
5.4.4.2	Messreihen mit schnellen Druckabsenkungen (i-dp-W) .....	80
5.4.4.3	Messreihen im stationären Zustand mit periodischem Eintrag von Wasser in das NKPG (i-hL-W).....	82
5.4.4.4	Messreihen mit schnellen Druckabsenkungen bei gleichzeitigem periodischen Eintrag von Wasser in das NKPG (i-hL+dp-W) .....	88
5.4.5	Vergleich der Thermografie-Messdaten mit den im KKB-NKPG festgestellten Temperaturpulsationen .....	91
5.5	Analyse und Bewertung der Auswirkungen der Temperaturpulsationen auf das Verhalten des hydrostatischen Füllstandsmesssystems .....	94
5.6	Schlussfolgerungen.....	100
<b>6</b>	<b>Numerische Simulation von Gas/Liquid-Phasengrenzflächen in leicht geneigten, dünnen Rohrleitungen mit Ansys CFX 14 .....</b>	<b>102</b>
6.1	Begründung der Notwendigkeit von CFD-Simulationen .....	102
6.2	Auswahl geeigneter Modellierungsansätze für Best-Estimate-Simulationen von Gas/Liquid-Phasengrenzflächen in leicht geneigten, dünnen Rohrleitungen bei Umgebungsparametern mit Ansys CFX 14.....	103
6.2.1	Festlegung der Teilmodelle .....	103
6.2.2	Beschreibung des Simulationsfalles .....	106
6.2.3	Definition der Geometrie und des Rechengitters .....	107
6.2.4	Definition der Rand- und Anfangsbedingungen sowie Modellparametrierung ..	109
6.2.5	Durchführung und Auswertung der Simulationen.....	113
6.3	Numerische Simulation quasi-stationärer Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen in SWR-NKPG mit Ansys CFX 14 .....	121
6.3.1	Festlegung der Teilmodelle .....	121
6.3.2	Beschreibung der Simulationsvariante .....	124
6.3.3	Definition der Geometrie und des Rechengitters .....	125
6.3.4	Definition der Rand- und Anfangsbedingungen sowie Modellparametrierung ..	126
6.3.5	Simulationsergebnisse .....	130
6.4	Schlussfolgerungen.....	133
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick .....</b>	<b>135</b>
	<b>Literaturverzeichnis .....</b>	<b>141</b>
	<b>Anlagenverzeichnis .....</b>	<b>155</b>
<b>A4.1</b>	<b>Stationäre Messungen an Ethanol/Luft bei Umgebungsbedingungen.....</b>	<b>156</b>

<b>A4.2 Stationäre Messungen an Wasser/Luft bei Umgebungsbedingungen.....</b>	<b>161</b>
<b>A4.3 Dynamische Messungen an Ethanol/Luft bei Umgebungsbedingungen.....</b>	<b>166</b>
A4.3-1 Dynamisches Grenzflächenverhalten im Rohr .....	167
A4.3-2 Dynamisches Grenzflächenverhalten am freien Ende des Rohres .....	171
A4.3-3 Dynamisches Grenzflächenverhalten an künstlichen Schweißnähten.....	179
<b>A5.1 Röntgen-Experimente an Wasser/Dampf bei SWR-Parametern .....</b>	<b>180</b>
A5.1-1 Komponenten des Versuchstandes "Dünne Rohrleitung I" .....	180
A5.1-2 Machbarkeitsstudie zur röntgenradiografischen Untersuchung von Gas/Liquid- Phasengrenzflächen in NKPG .....	182
A5.1-3 LabView Programm zur Durchführung der röntgenradiografischen Versuche an Gas/Liquid-Phasengrenzflächen in NKPG .....	193
A5.1-4 Ausgewählte Daten der röntgenradiografischen Experimente an Wasser/Dampf- Phasengrenzflächen bei SWR-Parametern .....	197
<b>A5.2 Thermografie-Experimente an Wasser/Dampf bei SWR-Parametern.....</b>	<b>205</b>
A5.2-1 Ausgewählte Daten der Thermografie-Experimente an Wasser/Dampf- Phasengrenzflächen bei SWR-Parametern (stationärer Zustand).....	206
A5.2-2 Ausgewählte Daten der Thermografie-Experimente an Wasser/Dampf- Phasengrenzflächen bei SWR-Parametern (schnelle Druckabsenkung) .....	217
A5.2-3 Ausgewählte Daten der Thermografie-Experimente an Wasser/Dampf- Phasengrenzflächen bei SWR-Parametern (hoher Behälterfüllstand).....	222
A5.2-4 Vergleich der Thermografie-Messdaten mit den im KKB-NKPG festgestellten Temperaturpulsationen .....	229
<b>A5.3 Auswirkung der gemessenen Temperaturpulsationen auf die hydrostatische Füllstandsmessung.....</b>	<b>231</b>
A5.3-1 Statistische Kenngrößen der Kampagne i-00-W (stationärer Zustand).....	234
A5.3-2 Statistische Kenngrößen der Kampagne i-dp-W (hoher Behälterfüllstand).....	237
A5.3-3 Statistische Kenngrößen der Kampagnen i-dp-W (negative Druckimpulse) und i- hL+dp-W (negative Druckimpulse bei erhöhtem Behälterfüllstand).....	238
<b>A6.1 Experimentelle Validierung der in Ansys CFX 14 implementierten Teilmodelle bei Umgebungsparametern .....</b>	<b>240</b>

## Abbildungsverzeichnis

<b>Titel</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Seite</b>
Abbildung 1	Hydrostatische Füllstandsmessung für SWR mit NKPG [Sch12, Sch13]	2
Abbildung 2	Übersicht bedeutender Ereignisse mit mechanischen Schäden durch die Verbrennung angesammelter Radiolysegase in SWR [Bre12, Sch02]	3
Abbildung 3	Anbindung der NKPG (a) DHVA (b) KKB	6
Abbildung 4	Typische Verläufe der Temperaturpulsationen im KKB-NKPG [Ipm05] mit (a) negativen und (b) positiven, niederfrequenten Peaks	7
Abbildung 5	Charakteristische Längenskalen der Verfahrenstechnik [Kle04]	9
Abbildung 6	Aufbau der Arbeit	32
Abbildung 7	Klassifizierung der in der Arbeit durchgeführten Versuche	33
Abbildung 8	Versuchsaufbau „Dünne Rohrleitung II“ [Sch11, Sch12, Sch13]	35
Abbildung 9	Schema des freien Rohrendes (links) und der künstlichen Schweißnaht (rechts). Die Anbindung zum neigbaren Behälter befindet sich jeweils auf der rechten Seite des Rohres	38
Abbildung 10	Definition der projizierten Grenzflächenlänge $L_i$ (a) in der geneigten, dünnen Rohrleitung (b) am Ende des Rohres [Sch12, Sch13]	39
Abbildung 11	Projizierte Grenzflächenlänge $L_i$ für Ethanol/Luft bei Variation des (a) Neigungswinkels $\alpha$ und (b) Rohrrinnendurchmessers $d_i$	41
Abbildung 12	Projizierte Grenzflächenlänge $L_i$ für Wasser/Luft bei Variation des (a) Neigungswinkels $\alpha$ und (b) Rohrrinnendurchmessers $d_i$	43
Abbildung 13	Projizierte Grenzflächenlänge $L_i$ als Funktion der Bond-Zahl $Bo$	45
Abbildung 14	Stationäre und dynamische Grenzflächenlängen für Ethanol/Luft	46
Abbildung 15	Experiment zur Grenzflächenstabilität für $d_i = 7$ mm und $\alpha = 2^\circ$	48
Abbildung 16	Ausgewähltes Beispiel zum Vergleich der dynamischen Messungen	51
Abbildung 17	Versuchsaufbau „Dünne Rohrleitung I“	54
Abbildung 18	Anlagenschema des Versuchsstandes „Dünne Rohrleitung I“	55
Abbildung 19	(a) Lineare Schwächungskoeffizienten von Dampf, Wasser und Stahl (b) Verbleibende Strahlung in Abhängigkeit vom Anteil des Wassers	58
Abbildung 20	Berechnetes Extinktionsprofil eines NKPG bei SWR-Parametern	59
Abbildung 21	(a) Schematische Darstellung des Radiografie-Messaufbaus am HZDR (b) Datenaufbereitung vom Rohbild zum entzerrten Differenzbild	60

<b>Titel</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Seite</b>
Abbildung 22	Ergebnisse des Röntgenradiografie Vorversuches für die jeweiligen Probekörper bei unterschiedlichen Messzeiten [Sch11]	61
Abbildung 23	Ansatz zur Rekonstruktion dreidimensionaler Grenzflächenstrukturen	62
Abbildung 24	Röntgenprojektion der gekrümmten Grenzfläche eines Phantomes	62
Abbildung 25	Versuchsaufbau (zur Veranschaulichung ohne thermische Isolierung)	65
Abbildung 26	Beispielhafte Zeitverläufe der Druck- und Temperatursignale in den Experimenten am Versuchsaufbau „Dünne Rohrleitung I“	66
Abbildung 27	Topologie der Phasengrenzfläche (a) Mittelwert aus 100 Einzelbildern (b) Aufnahme nach Kantendetektion und Invertierung in ImageJ	67
Abbildung 28	Ausgewählte Röntgenaufnahmen der Wasser/Dampf-Grenzflächen	69
Abbildung 29	Vergleich ausgewählter Infrarot- und Röntgenmessdaten (weiß)	71
Abbildung 30	Charakteristik der Isothermen zur Visualisierung der Grenzfläche	72
Abbildung 31	Lage des ortsfesten Messpunktes in den Infrarot-Bildern	73
Abbildung 32	Bestimmung der mittleren Periodendauer $\tau$ und der Pulsationsbreite der Außenwandtemperatur $\Delta T_A$ im stationären Experiment	74
Abbildung 33	Lineare Regression des Messwertes $T_A$ mit den Prozessgrößen $p$ und $T$	75
Abbildung 34	Analyse der Temperaturpulsationen bei schnellen Druckabsenkungen	75
Abbildung 35	Topologie der Phasengrenze ohne (oben) und mit (unten) zusätzlicher thermischer Isolierung der NKPG-Einbindung an das Standrohr	77
Abbildung 36	(a) Mittelwerte und Standardabweichungen der Pulsationsbreite für einzelne Füllstandsklassen (weitere Abhängigkeiten in Anlage A5.2-1) (b) Druck-Temperatur-Diagramm aller stationären Experimente	78
Abbildung 37	Dynamik der Wasser/Dampf-Phasengrenze im stationären Betrieb der Versuchsanlage ( $d_i = 9 \text{ mm}$ , $\alpha = 2^\circ$ , $L_{ti} = 0 \text{ mm}$ )	79
Abbildung 38	Außenwandtemperatursprünge $\Delta T_{A,max}$ bei Druckabsenkungen $\Delta p_{max}$	80
Abbildung 39	Dynamik der Wasser/Dampf-Phasengrenze während eines negativen Druckimpulses von $\Delta p_{max} = 1 \text{ bar}$ ( $d_i = 9 \text{ mm}$ , $\alpha = 2^\circ$ , $L_{ti} = 60 \text{ mm}$ )	81

<b>Titel</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Seite</b>
Abbildung 40	Darstellung des ungefähren Behälterfüllstandes $h$ in den Versuchen	83
Abbildung 41	(a) Mittlere Pulsationsbreite in Abhängigkeit vom Behälterfüllstand ( $d_i = 9$ mm, $\alpha = 2^\circ$ , $L_{ti} = 0$ und 60 mm; $d_i = 9$ mm, $\alpha = 3^\circ$ , $L_{ti} = 0$ mm) (b) Druck-Temperatur-Diagramm aller stationären Experimente	85
Abbildung 42	(a) Temperatur-Pulsationsbreite $\Delta T_A$ als Funktion des Füllstandes $h$ (b) Mittelwerte und Standardabweichungen der Pulsationsbreite für einzelne Füllstandsklassen (weitere Abhängigkeiten in Anlage A5.2-3)	85
Abbildung 43	Dynamik der Wasser/Dampf-Phasengrenze beim Eintrag von Wasser aus dem Standrohr in das NKPG ( $d_i = 9$ mm, $\alpha = 2^\circ$ , $L_{ti} = 0$ mm)	86
Abbildung 44	Dynamik der Wasser/Dampf-Phasengrenze im Rohr $d_i = 9$ mm, $\alpha = 2^\circ$ , $L_{ti} = 0$ mm bei (a) hohem und (b) niedrigem Behälterfüllstand	87
Abbildung 45	Außenwandtemperatursprünge $\Delta T_{A,max}$ bei Druckabsenkungen $\Delta p_{max}$ ( $d_i = 9$ mm, $\alpha = 2^\circ$ , $L_{ti} = 0$ und 60 mm) (a) bei hohem Behälterfüllstand (b) Vergleich mit den Messdaten bei niedrigem Behälterfüllstand	89
Abbildung 46	Dynamik der Wasser/Dampf-Phasengrenzfläche im NKPG während eines negativen Druckimpulses von $\Delta p_{max} = 0,55$ bar bei erhöhtem Behälterfüllstand ( $d_i = 9$ mm, $\alpha = 2^\circ$ , $L_{ti} = 0$ mm)	90
Abbildung 47	Vergleich der Temperaturpulsationen vom Typ NL [Ipm05] mit den IRT-Messdaten eines Experimentes mit negativem Druckimpuls	92
Abbildung 48	Vergleich der Temperaturpulsationen vom Typ NH [Ipm05] mit den IRT-Messdaten eines Experimentes mit negativem Druckimpuls bei gleichzeitigem Eintrag von Wasser in das NKPG	92
Abbildung 49	Verhalten der lokalen Rohraußenwandtemperatur am KKB-NKPG während einer Druckabsenkung im Standrohr	94
Abbildung 50	Berechnung quasi-stationärer Phasengrenzflächen in Ansys CFX 14	106
Abbildung 51	Topologie der Rechengitter für CFD-Simulationen an stationären Gas/Liquid-Grenzflächen bei Umgebungsparametern	107
Abbildung 52	Beispiele zu den Gütekriterien Skewness (SK) und Aspect Ratio (AR)	108
Abbildung 53	Arten des Kontaktwinkels $\Theta$ : (a) Intrinsisch, mikroskopisch (b) lokal, makroskopisch (c) scheinbar, makroskopisch [Mar96]	111
Abbildung 54	Kenngrößen der Gitterunabhängigkeitsstudie	114

<b>Titel</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Seite</b>
Abbildung 55	(a) Flächeninhalt der Phasengrenze und (b) mittlere Geschwindigkeit im Kanal für unterschiedliche Stufen der Ortsdiskretisierung	115
Abbildung 56	Geschwindigkeitsverteilung und Lage der Phasengrenze entlang der Symmetrieebene für alle mit doppelter Präzision berechneten Fälle	116
Abbildung 57	Lage und Topologie der Grenzfläche entlang der Symmetrieebene für verschiedene Rechengitter (a) Gesamtansicht (b) ausgewählte Zooms	117
Abbildung 58	Lage und Topologie der Grenzfläche entlang der Rohraußenwand für verschiedene Rechengitter (a) Gesamtansicht (b) ausgewählte Zooms	118
Abbildung 59	Verschmieren der Gas/Liquid-Phasengrenzen in Ansys CFX 14	119
Abbildung 60	Beispielhafter Vergleich der Experimente und CFD-Simulationen	120
Abbildung 61	Rechengitter für CFD-Simulationen an quasi-stationären Gas/Liquid-Grenzflächen bei Siedewasserreaktorparametern	126
Abbildung 62	Initialfüllstand und Wandtemperaturen in der CFD-Simulation	129
Abbildung 63	Verteilung des Wasser-Volumenanteiles im NKPG und SR	131
Abbildung 64	Vergleich zwischen den Experimenten an Ethanol/Luft (25 °C, 1 bar) und den CFD-Simulationen für Wasser/Dampf bei SWR-Parametern	132
Abbildung 65	Lokale Rohraußenwandtemperatur $T_A$ und Füllstand $h$ während des Eintrages von Stickstoffblasen in das Nullkammerpegelgefäß	139

**Tabellenverzeichnis**

<b>Titel</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Seite</b>
Tabelle 1	Vergleich der Konfigurationen NKPG-DHVA und NKPG-KKB [Ipm05]	5
Tabelle 2	Kenndaten der im KKB gemessenen Temperaturpulsationen [Ipm05]	7
Tabelle 3	Skalierungseffekte im mehrphasigen Strömungsregime	10
Tabelle 4	Wärmetransport an der Rohrwand	11
Tabelle 5	Wärme- und Stofftransport im ruhenden Liquid	12
Tabelle 6	Wärme- und Stofftransport an der Phasengrenzfläche	13
Tabelle 7	Oberflächenphänomene	14
Tabelle 8	Einfluss gelöster, nichtkondensierender Gase	15
Tabelle 9	Stoffwerte im Experiment und für Wasser bei SWR-Parametern	36
Tabelle 10	Tatsächliche Innendurchmesser der Polycarbonat-Rohre	40
Tabelle 11	Sensitivitätsanalyse für Ethanol/Luft bei Umgebungsbedingungen	42
Tabelle 12	Sensitivitätsanalyse für Wasser/Luft bei Umgebungsbedingungen	44
Tabelle 13	Vergleich des realen Systems mit dem Modell der Röntgenexperimente	63
Tabelle 14	Signifikante Parameter der Versuche im stationären Anlagenbetrieb	76
Tabelle 15	Signifikante Parameter der Versuchskampagne i-hL-W	83
Tabelle 16	Mittelwerte der statistischen Kenngrößen für Messreihen im stationären Zustand	97
Tabelle 17	Mittelwerte der statistischen Kenngrößen für Messreihen im stationären Zustand mit hohen Behälterfüllständen	98
Tabelle 18	Mittelwerte der statistischen Kenngrößen für Messreihen mit negativen Druckimpulsen	99
Tabelle 19	Dimensionierung und Gütekriterien der Gitter Grid 0 bis Grid 3	108
Tabelle 20	Randbedingungen der CFD-Simulationen an stationären Gas/Liquid-Grenzflächen bei Umgebungsparametern [Ans11a]	109
Tabelle 21	Stoffwerte zur CFD-Simulation stationärer Gas/Liquid-Grenzflächen bei Umgebungsparametern	111
Tabelle 22	Randbedingungen der CFD-Simulationen an stationären Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen bei Siedewasserreaktorparametern [Ans11a]	127



## Abkürzungsverzeichnis

Kürzel	Bezeichnung
3WV	3-Wege-Ventil
5WV	5-Wege-Ventil
ABB	Abblasebehälter
AR	Aspect Ratio
CFD	Computational Fluid Dynamics
CSF	Continuum Surface Force
DB	Druckbehälter
DBV	Digitale Bildverarbeitung
DHVA	Druckhalterversuchsanlage
DN	Nennweite
EKPG	Einkammerpegelgefäß
FDA	Fokus-Detektor-Abstand
FOA	Fokus-Objekt-Abstand
FS	Full Scale
HE	Heizelement
HPC	High Performance Computing
HZDR	Helmholtz-Zentrum Dresden-Rossendorf
IAPWS-IF97	International Association for Properties of Water and Steam Industrial Formulation 1997
IPM	Institut für Prozesstechnik, Prozessautomatisierung und Messtechnik
IR	Infrarot
IRS	Incident Reporting System
IRT	Infrarot-Thermografie
KKB	Kernkraftwerk Brunsbüttel
KV	Kontrollvolumina
NIST	National Institute of Standards and Technology
NKPG	Nullkammerpegelgefäß
NV	Nadelventil
PC	Polycarbonat
RDB	Reaktordruckbehälter

<b>Kürzel</b>	<b>Bezeichnung</b>
RESA	Reaktorschnellabschaltung
RMS	Root Mean Square
SK	Skewness
SNR	Signal-Rausch-Abstand
SR	Standrohr
SV	Sicherheitsventil
SWR	Siedewasserreaktor
TE	Thermoelement
TLC	thermo-chromic liquid crystals
UDF	User Defined Function
WL	Weiterleitungsbericht
ZKPG	Zweikammerpegelgefäß

## Formelzeichenverzeichnis

### Lateinische Buchstaben

Zeichen	Bezeichnung	Einheit
$A_i$	Flächeninhalt der Grenzfläche	$m^2$
AR	Aspect Ratio	-
$B_B$	Breite des Detektor-Bildfeldes	m
$B_o$	Bond-Zahl	-
C	Konstante	-
Ca	Kapillarzahl	-
Co	Courant-Zahl	-
$d_a$	Rohraußendurchmesser	m
$d_H$	hydraulischer Durchmesser	m
$d_i$	Rohrinnendurchmesser	m
$d_i^*$	Rohrinnendurchmesser im Experiment	m
e	spezifische innere Energie	J/kg
$e_{\beta S}$	spezifische innere Energie der Phase $\beta$ an der Phasengrenze	J/kg
$e_{\gamma S}$	spezifische innere Energie der Phase $\gamma$ an der Phasengrenze	J/kg
E	Energie	J
$F_{LG}$	Oberflächenspannungskraft an der Gas/Liquid-Grenzfläche	N
Fr	Froude-Zahl	-
g	Gravitationskonstante	$m/s^2$
$\mathbf{g}$	Gravitationsvektor	$m/s^2$
h	Füllstand	m
$h_0$	Initialfüllstand der numerischen Simulationen	m
$h_c$	berechneter Füllstand	m
H	Referenzfüllstand	m
$H_B$	Höhe des Detektor-Bildfeldes	m
$H_{\beta S}$	Beim Phasenübergang an der Grenzfläche in die beziehungsweise aus der Phase $\beta$ transportierte Enthalpie	$J/(kg \cdot m^2)$
$H_{\gamma S}$	Beim Phasenübergang an der Grenzfläche in die beziehungsweise aus der Phase $\gamma$ transportierte Enthalpie	$J/(kg \cdot m^2)$
I	Stromstärke	A

<b>Zeichen</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Einheit</b>
$l_{\beta\gamma}$	charakteristische Länge der Grenzfläche zwischen den Phasen $\beta$ und $\gamma$	m
L	Rohrlänge	m
$L_i$	projizierte Grenzflächenlänge	m
$L_i'$	theoretische Grenzflächenlänge	m
$L_{ti}$	Länge der thermischen Isolierung	m
$\dot{m}$	Massenstrom	kg/s
$\dot{m}_{\beta\gamma}$	Massenstrom von Phase $\gamma$ zu Phase $\beta$	kg/s
$m_L$	Masse der Liquidphase	kg
M	Molare Masse	kg/mol
n	Laufvariable	-
$\mathbf{n}_{LG}$	Einheitsnormalenvektor auf der Gas/Liquid-Grenzfläche	-
N	Strahlungsintensität	eV/(s · m <sup>2</sup> )
$N_0$	Ausgangsintensität	eV/(s · m <sup>2</sup> )
$N_P$	Anzahl der Phasen	-
Nu	Nusselt-Zahl	-
p	Druck	N/m <sup>2</sup>
$p_{ref}$	Referenzdruck in Ansys CFX	N/m <sup>2</sup>
$p_{sys}$	Systemdruck	N/m <sup>2</sup>
q	spezifische Wärmestromdichte	W/m <sup>2</sup> oder W/m <sup>3</sup>
Q	spezifische Gesamtwärmestromdichte	W/m <sup>2</sup> oder W/m <sup>3</sup>
r	Volumenanteil	-
R <sup>2</sup>	Bestimmtheitsmaß einer Regressionsgleichung	-
Re	Reynolds-Zahl	-
s	Schweißnahthöhe	m
S	Dicke	m
$S_E$	Externe Wärmequellen in Ansys CFX	W/m <sup>3</sup>
$S_M$	Benutzerdefinierte oder aus externen Körperkräften resultierende Momentenquellen in Ansys CFX	N/m <sup>3</sup>
$S_{M,buoy}$	Momentenquellterm zur Berücksichtigung der Gravitation (Buoyancy Modell)	N/m <sup>3</sup>

<b>Zeichen</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Einheit</b>
$S_{MS}$	Benutzerdefinierte Massenquelle in Ansys CFX	$\text{kg}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$
Sh	Sherwood-Zahl	-
SK	Skewness	-
t	Zeit	s
T	Temperatur	K
$T_A$	Außenwandtemperatur	K
$T_I$	Integrationszeit	s
$T_M$	Messdauer	s
$T_R$	Temperatur am Rand des Rechengebietes in Ansys CFX	K
$T_S$	Grenzflächentemperatur	K
$T_{\text{sat}}$	Temperatur entlang der Sättigungsdampfdruckkurve	K
u	Geschwindigkeit	m/s
U	Spannung	V
$\mathbf{U}$	Geschwindigkeitsvektor	m/s
$\dot{V}$	Volumenstrom	$\text{kg}/\text{s}$
V	Vergrößerungsfaktor	-
w	Wanddicke	m
We	Weber-Zahl	-
x	Ortskoordinate	m
y	Ortskoordinate	m
z	Ortskoordinate	m

### *Griechische Buchstaben*

<b>Zeichen</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Einheit</b>
$\alpha$	Neigungswinkel	$^\circ$
	Wärmeübergangskoeffizient	$\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$
$\beta$	Index für die Phasen einer Mehrphasenströmung	-
$\gamma$	Index für die Phasen einer Mehrphasenströmung	-
$\Gamma_{\beta\gamma}^+$	positiver Massendurchsatz pro Volumeneinheit von Phase $\gamma$ zu Phase $\beta$	$\text{kg}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$

<b>Zeichen</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Einheit</b>
$\Gamma_{\gamma\beta}^+$	positiver Massendurchsatz pro Volumeneinheit von Phase $\beta$ zu Phase $\gamma$	$\text{kg}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$
$\delta_{\text{LG}}$	Dirac Deltafunktion an der Phasengrenzfläche	-
$\Delta p$	Differenzdruck	$\text{N}/\text{m}^2$
$\Delta s$	Wegänderung	m
$\Delta t$	Zeitauflösung	s
$\Delta T$	Temperaturdifferenz	K
$\Delta T_{\text{A}}$	Pulsationsbreite der NKPG-Außenwandtemperatur	K
$\Delta x$	Ortsauflösung	m
$\Delta \rho_{\text{LG}}$	Dichtedifferenz zwischen Liquid- und Gasphase	$\text{kg}/\text{m}^3$
$\Delta \rho_{\text{VG}}$	Dichtedifferenz zwischen dem Medium im Pegelgefäß und der Gasphase	$\text{kg}/\text{m}^3$
$\varepsilon$	Emissionsgrad	-
$\eta$	molekulare (dynamische) Viskosität	$\text{kg}/(\text{m} \cdot \text{s})$
$\Theta$	Kontaktwinkel	°
$\kappa_{\text{LG}}$	Krümmung der Gas/Liquid-Grenzfläche	$1/\text{m}$
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit	$\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$
$\mu$	linearer Schwächungskoeffizient	$1/\text{m}$
$\mu_{\sigma}$	Streuungskoeffizient (Rayleigh- und Compton-Streuung)	$1/\text{m}$
$\mu_{\tau}$	Absorptionskoeffizient	$1/\text{m}$
$\nu_{\text{L}}$	kinematische Viskosität der Liquidphase	$\text{m}^2/\text{s}$
$\xi$	Massenanteil	-
$\rho$	Dichte	$\text{kg}/\text{m}^3$
$\rho_{\text{ref}}$	Referenzdichte des Buoyancy Models in Ansys CFX	$\text{kg}/\text{m}^3$
$\rho_{\text{G}}$	Dichte der Gasphase	$\text{kg}/\text{m}^3$
$\rho_{\text{L}}$	Dichte der Liquidphase	$\text{kg}/\text{m}^3$
$\rho_{\text{V}}$	Dichte des Mediums in der Vergleichssäule	$\text{kg}/\text{m}^3$
$\sigma$	Oberflächenspannungskoeffizient	$\text{N}/\text{m}$
$\tau$	Periodendauer	s
$\boldsymbol{\tau}$	Schubspannungstensor	N

*Häufig verwendete Indizes und Operatoren*

<b>Zeichen</b>	<b>Bezeichnung</b>
0	Anfangswert
a, A	Außenmaß
B	Bildfeld des Röntgendetektors
c	berechneter Wert
dyn	dynamisch
D	Dampf
i	Grenzfläche (bei Länge L und Fläche A) Innenmaß (bei Durchmesser d)
G	Gasphase
H	hydraulisch
L	Liquidphase
max	Maximum
min	Minimum
M	Messung
ref	Referenzwert
R	Rand des Rechengebietes in Ansys CFX
sat	Sättigungskennwert
sys	System
S	Stahl Phasengrenze
V	Vergleichssäule
W	Wasser
$\Delta$	Differenz
$\beta$	Index zur allgemeinen Unterscheidung der Phasen
$\gamma$	Index zur allgemeinen Unterscheidung der Phasen
$\nabla$	Nabla Operator <ul style="list-style-type: none"> <li>• <math>\nabla f = \text{grad}(f)</math> Gradient einer skalaren Funktion <math>f(x,y,z)</math></li> <li>• <math>\nabla_s f = \text{grad}_s(f)</math> Gradient einer skalaren Funktion <math>f(x,y,z)</math> an der Grenzfläche</li> <li>• <math>\nabla \cdot \mathbf{F} = \text{div}(\mathbf{F})</math> Divergenz einer Vektorfunktion <math>\mathbf{F}(x,y,z)</math></li> </ul>
$\otimes$	Tensorprodukt
$\infty$	(quasi-) stationär

## 1 Einleitung und Problemstellung – Hydrostatische Füllstandsmessung

Die Beherrschung des Füllstandes unter Betriebs- und Störfallbedingungen ist eine Grundvoraussetzung für die technische Sicherheit von Siedewasserreaktoren (SWR) [Vol07] und seit langem ein Schwerpunkt der Forschungsarbeiten. Bei Unterschreitung vorgegebener Grenzwerte wird die Kühlung der Brennelemente beeinträchtigt, was infolge des Anstieges von Temperatur und Druck bis zur Überschreitung der Auslegungsgrenzen führen kann. Der Einsatz einer präzisen, funktionssicheren Messtechnik in Kombination mit zuverlässigen Sicherheitseinrichtungen ist daher unverzichtbar.

Stand der Technik ist eine mehrfach redundant ausgeführte Füllstandsmessung auf der Basis des hydrostatischen Differenzdruckes. Diese stellt gegenwärtig das einzige für SWR zugelassene Verfahren dar, da für keines der diversitären Messprinzipien (beispielsweise Lanzen) eine Genehmigung für den Einsatz im Reaktorschutzsystem erteilt wurde. [Dbt11]

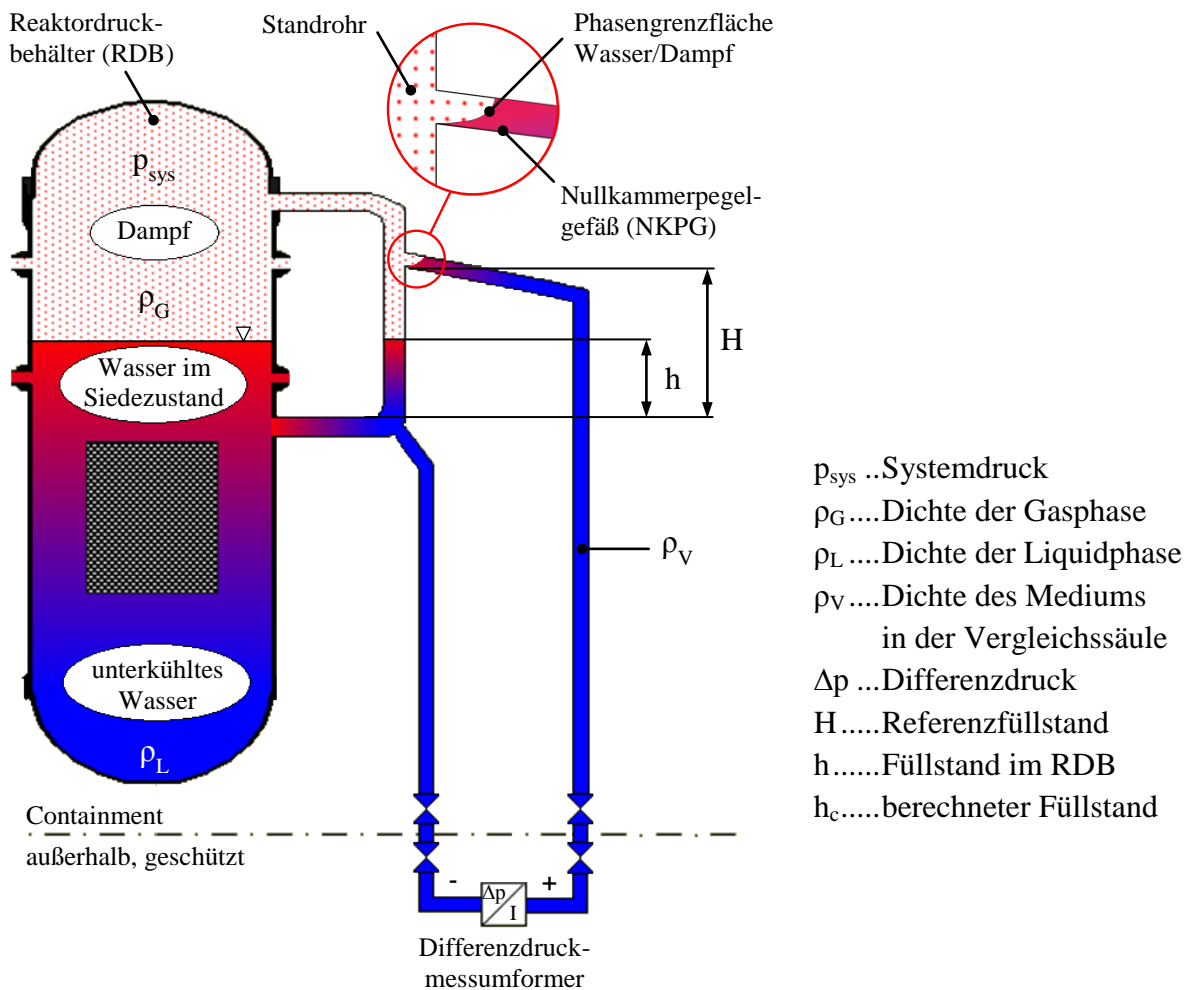
Die hydrostatische Füllstandsmessung beruht auf einer Bestimmung des Höhenstandes einer Flüssigkeitssäule durch den von ihr hervorgerufenen hydrostatischen Druck. Zur Eliminierung des im Allgemeinen vielfach höheren Systemdrucks werden Differenzdruck-Messumformer eingesetzt, welche den hydrostatischen Druckunterschied gegenüber einer Vergleichssäule mit konstantem Bezugsfüllstand messen. Zur Bereitstellung einer solchen Referenzgröße dienen Pegelgefäße, welche an die Betriebs- und Störfallbedingungen von SWR angepasst werden müssen.

Aus der Sicht des Gesamtsystems befinden sich die Wasser- und Dampfphase während des stationären Reaktorleistungsbetriebes im thermodynamischen Gleichgewicht. Temperatursenken an Anlagenteilen mit verbessertem Wärmeübergang oder fehlender thermischer Isolierung können bei gleichem Systemdruck ein lokales Ungleichgewicht zwischen der Kondensation und Verdampfung bewirken. Zudem führen prozess- oder störfallbedingte, schnelle Druckentlastungen zu Übergangsprozessen, die durch ein Ausdampfen oder ein Ausgasen mit auffallendem Zweiphasengemisch gekennzeichnet sind.

Aus den hohen Genauigkeitsanforderungen an die Füllstandsmessung in SWR ergibt sich die Notwendigkeit konstruktiver Anpassungen, um den Referenzfüllstand unter diesen Voraussetzungen auf einem konstanten Niveau zu halten. Zur Vermeidung von Fehlern in der Differenzdruckmessung muss überschüssiges Kondensat aus dem Pegelgefäß geleitet werden. Bei einem Ausdampfen der Vergleichssäule ist sicherzustellen, dass der Anteil an verdampftem Wasser die Füllstandsmessung nicht signifikant beeinflusst und möglichst schnell durch ein Wiederauffüllen mit Kondensat kompensiert wird.



Das große Schluckvolumen älterer Differenzdruck-Messumformer ließ zunächst nur den Einsatz großvolumiger Ein- und Zweikammerpegelgefäße (EKPG und ZKPG) zu. [Ric90] Erst die Einführung neuartiger Messgeräte ermöglichte Weiterentwicklungen mit kleineren Volumina und einer verbesserten Dynamik. Als solche ersetzt das Nullkammerpegelgefäß (NKPG) die bisherigen Kammern durch eine dünne, leicht geneigte Rohrleitung. Infolge der Kapillarität und der Oberflächenspannungskräfte an der Grenzfläche Wasser/Dampf bildet sich nahe der Standrohranbindung ein definierter Bezugsfüllstand aus (Abbildung 1).



**Abbildung 1: Hydrostatische Füllstandsmessung für SWR mit NKPG [Sch12, Sch13]**

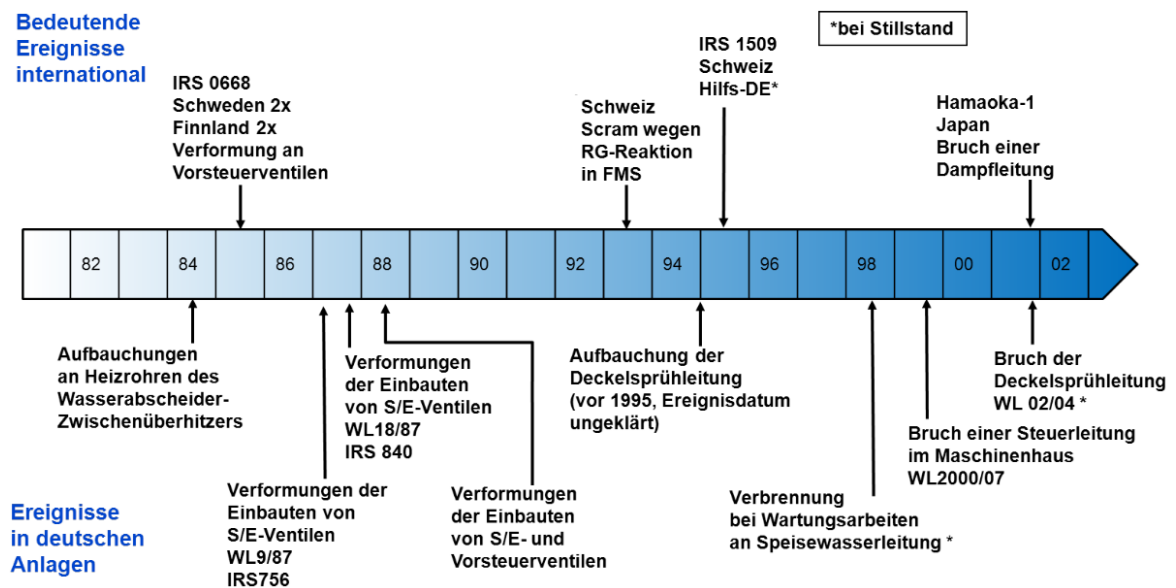
Unter der Annahme einphasiger, ruhender Medien mit bekannter Dichte folgen für den Differenzdruck  $\Delta p$  und den berechneten Massenfüllstand (collapsed level)  $h_c$  die in den Gleichungen (1-1) und (1-2) dargestellten Zusammenhänge.

$$\Delta p = [p_s + \rho_V \cdot g \cdot H] - [p_s + g \cdot (\rho_L \cdot h + \rho_G \cdot (H - h))] \quad (1-1)$$

$$h_c = \frac{\rho_V - \rho_G}{\rho_L - \rho_G} \cdot H - \frac{\Delta p}{(\rho_L - \rho_G) \cdot g} \quad (1-2)$$

Die Anwendung von NKPG liefert im Vergleich zu den bisherigen Konstruktionsvarianten zwei Vorteile, welche die Sicherheit und das dynamische Verhalten des Messsystems entscheidend verbessern.

Aus der geringen Durchströmung und dem großen Volumen der EKPG und ZKPG folgt der gravierende, sicherheitsrelevante Nachteil, dass beide Konstruktionen die Ansammlung nichtkondensierender Radiolysegase begünstigen. [Ipm05] Radiolysegase entstehen im Normalbetrieb von SWR, bleiben bei der Kondensation von Wasserdampf zurück und können sich somit insbesondere in kalten, wenig durchströmten Anlagenteilen langfristig auf sehr hohe Partialdrücke anreichern. Da eine Zündung zu Detonationen mit schweren Folgen führen kann, sind für die Ansammlung anfällige Komponenten konsequent zu vermeiden. [Bre04] Von 1984 bis 2001 waren alle SWR in Deutschland mindestens einmal von Radiolysegasverbrennungen betroffen. Abbildung 2 zeigt bedeutende mechanische Schäden durch die Verbrennung von Radiolysegasen. Hervorzuheben sei der Bruch der Deckelsprühleitung in Brunsbüttel als wichtigster, am besten untersuchter Störfall. [Bre12] Die Szenarien verdeutlichen, dass EKPG und ZKPG die Reaktorsicherheit beeinträchtigen können. Dem gegenüber führt der Einsatz der NKPG mit einem kleineren Volumen zur signifikanten Verringerung des Risikos von Radiolysegaseinträgen (Faktor 100). [Ipm05] Die Anlagerung wird zusätzlich durch das leicht nach oben geneigte Rohr erschwert, da Radiolysegase im stationären Betrieb ( $\rho_{\text{Dampf}} > \rho_{\text{Radiolysegas}}$ ) frei abströmen können.



**Abbildung 2: Übersicht bedeutender Ereignisse mit mechanischen Schäden durch die Verbrennung angesammelter Radiolysegase in SWR [Bre12, Sch02]**

Als weiterer Nachteil der konstruktiven Gestaltung von EKPG und ZKPG resultierten aus negativen Drucktransienten langanhaltende Fehler in den Füllstandsmesssignalen. [Ric90] Zur Korrektur dieses ungünstigen dynamischen Verhaltens wird durch die leichte Neigung der NKPG sichergestellt, dass sich der absolute Referenzfüllstand bei einem Ausdampfen der Vergleichssäule während einer negativen Drucktransiente nur geringfügig ändert. Da die im NKPG befindliche Phasengrenze eine minimale Verdampfungsfläche bildet und die hohe spezifische Wärmeübertragerfläche der dünnen Rohre die Kondensation begünstigt, werden Absenkungen des Bezugspegels vergleichsweise rasch ausgeglichen. [Ipm05]

Der zweijährige Einsatz im Leistungsbetrieb des Kernkraftwerkes Brunsbüttel (KKB) zeigte, dass NKPG für die hydrostatische Füllstandsmessung in SWR geeignet sind. Im Vergleich zu parallel angewandten Systemen mit EKPG wurden keine signifikanten Unterschiede der gemessenen Füllstände festgestellt. Dennoch zeigten im geeigneten Abschnitt der Nullkammerpegelgefäße angebrachte Thermoelemente periodische und stochastische Temperaturschwankungen. Die Ursache dieser Beobachtung ist bislang nicht geklärt. Ein phänomenologischer Ansatz postuliert, dass der Referenzfüllstand durch die permanenten Kondensationsvorgänge beeinflusst wird. Insbesondere an geometrischen Unregelmäßigkeiten wie Schweißnähten können dadurch Instabilitäten der Phasengrenze entstehen, welche ein periodisches Abtropfen von überschüssigem Kondensat in das Standrohr nach sich ziehen. [Ipm05] Der durch die Grenzflächendynamik hervorgerufene wechselnde Kontakt von Gas- und Liquidphase verursacht Temperaturpulsationen, welche im ungünstigsten Fall zur beschleunigten Ermüdung des Rohrrinnenwandmaterials führen können. Vor diesem Hintergrund ist die Klärung des Phänomens von großer Wichtigkeit.

Ergänzend zum Bedarf an theoretischen und experimentellen Forschungsarbeiten kommt der Anwendung numerischer Strömungscodes (Computational Fluid Dynamics, CFD) eine steigende Bedeutung zu. Exakte Modelle erlauben die Reduzierung des experimentellen Aufwandes, was insbesondere für die vorliegenden hohen Prozessparameter vorteilhaft ist. Um diesen Anforderungen gerecht zu werden, müssen die im kommerziellen CFD-Code Ansys CFX implementierten physikalischen Modelle für die in Nullkammerpegelgefäßen dominierenden Einzelphänomene geprüft werden. Bei unzureichender Validität sind im Rahmen der dem Anwender zur Verfügung stehenden Möglichkeiten benutzerdefinierte Funktionen zur Optimierung zu implementieren. Die Gültigkeit der Anpassungen ist mit zusätzlichen experimentellen Daten zu belegen.

## 2 Analyse des Standes von Wissenschaft und Technik

### 2.1 Problematik der Temperaturschwankungen in NKPG

Zur Minderung des Risikos von Radiolysegasanreicherungen in den Pegelgefäßen wurden an drei Füllstandsmesssystemen des Kernkraftwerkes Brunsbüttel die EKPG durch NKPG ersetzt. Dem Umbau vorausgegangen waren umfassende Experimente an der Druckhalterversuchsanlage (DHVA) des IPM<sup>1</sup>, in denen das statische und dynamische Verhalten der NKPG sowie deren Einfluss auf die Füllstandsmessung untersucht worden sind.

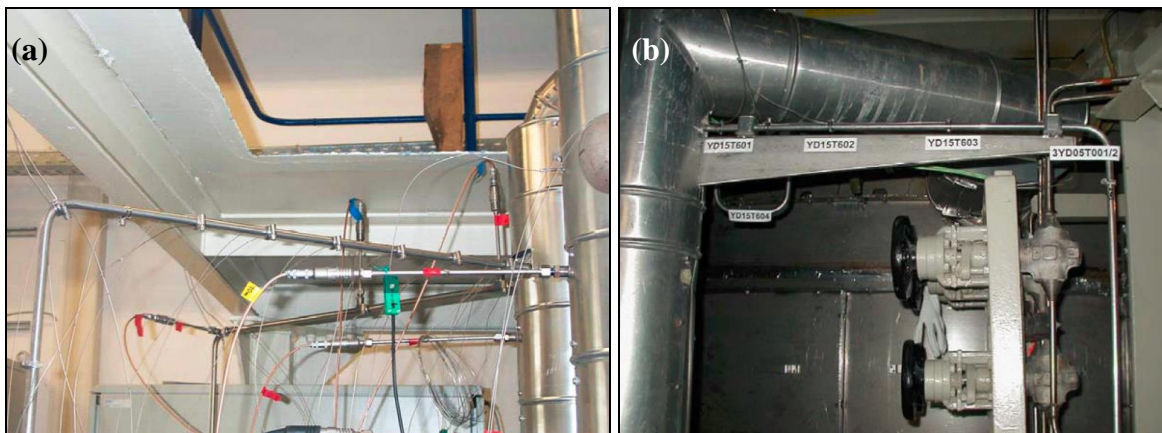
Während der Experimente an der DHVA wurden zwei NKPG über ein Standrohr DN50 an den Druckbehälter angebunden. Die Untersuchung der Temperaturverteilung entlang eines Nullkammerpegelgefäßes erfolgte in Abständen von 100 mm mithilfe von jeweils acht am oberen und unteren Ende mit Rohrschellen befestigten Thermoelementen. Das zweite NKPG wurde mit Nadelsonden an den Positionen 100, 400 und 800 mm instrumentiert, um den lokalen Dampfgehalt messen und die Phasengrenzfläche Wasser/Dampf detektieren zu können (Abbildung 3, Seite 6). [Ipm02] Die drei auf NKPG umgerüsteten Füllstandsmesssysteme im KKB wurden im März 2003 in Betrieb genommen. Gegenüber den Versuchen an der DHVA ergaben sich gemäß Tabelle 1 veränderte Randbedingungen. [Ipm05]

	NKPG-DHVA	NKPG-KKB
Anbindung des NKPG am Standrohr	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ Anbindung ohne Muffe</li> <li>○ kein Träger zur Befestigung des NKPG</li> <li>○ thermische Isolierung der ersten 60 mm</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ Anbindung mit Muffe</li> <li>○ massiver Träger zur Befestigung des NKPG</li> <li>○ keine thermische Isolierung des NKPG</li> </ul>
Temperaturmessstellen	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ je 8 Messstellen (obere und untere Position) im Abstand von 100mm</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ YD14: je 3 Messstellen (obere und untere Position) bei 100, 300 und 500 mm</li> <li>○ YD15: 3 Messstellen an der oberen Position bei 100, 300 und 500 mm</li> <li>○ YD17: 2 Messstellen an der oberen Position bei 100 und 500 mm</li> </ul>
Umgebungsbedingungen	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ ruhende Luft bei konstanter Umgebungstemperatur (ca. 20 °C)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ bewegte Stickstoffatmosphäre im Sicherheitsbehälter (40 °C)</li> <li>○ Temperaturerhöhung während des Anfahrens (von 30 °C auf 40 °C)</li> </ul>

**Tabelle 1: Vergleich der Konfigurationen NKPG-DHVA und NKPG-KKB [Ipm05]**

<sup>1</sup> Institut für Prozesstechnik, Prozessautomatisierung und Messtechnik der Hochschule Zittau/Görlitz

Ein Vergleich der konstruktiven Anbindung des Nullkammerpegelgefäßes an das Standrohr ist in Abbildung 3 dargestellt.



**Abbildung 3: Anbindung der NKPG (a) DHVA (b) KKB**

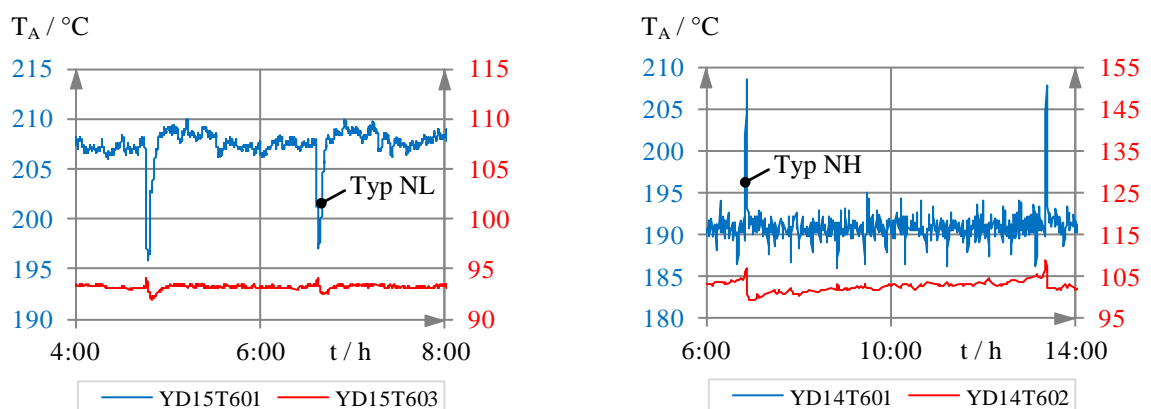
Sowohl die Experimente an der DHVA als auch der Betrieb im KKB zeigten im Vergleich zur hydrostatischen Füllstandsmessung mit EKPG keine signifikanten Unterschiede. Es konnte nachgewiesen werden, dass eine fehlerfreie Funktion des Messprinzips in Bezug auf die Einhaltung konstanter Referenzfüllstände gegeben ist.

Während des Reaktorleistungsbetriebes im KKB wurden im geneigten Abschnitt der NKPG periodische und stochastische Temperaturschwankungen beobachtet. Da diese im Rahmen der Versuche an der DHVA nicht auftraten, wurden die Temperaturverläufe analysiert, um Rückschlüsse auf potentielle Ursache für das unterschiedliche Verhalten treffen zu können. Als Ergebnis der Untersuchung wurde hypothetisch formuliert, dass die permanente Kondensation zur Instabilität der Phasengrenzfläche, verbunden mit einem diskontinuierlichen Ausschleusen ganzer Flüssigkeitspfropfen aus den NKPG, führt. Dieser Vorgang scheint aufgrund der konstruktiven Unterschiede bei der Anbindung des NKPG an das Standrohr im KKB ausgeprägt zu sein, wohingegen das überschüssige Kondensat an der DHVA kontinuierlich in das Standrohr abläuft. Aus dem Wiederauffüllen des Nullkammerpegelgefäßes durch kondensierenden Wasserdampf resultieren periodische Änderungen der Grenzflächenlage und damit der Temperaturverteilung entlang des geneigten Abschnittes. Die beobachteten Pulsationen unterschieden sich untereinander deutlich in ihrer mittleren Periodendauer und Amplitude. Aus diesem Grund erfolgte eine Klassifizierung in hoch- und niederfrequente Temperaturschwankungen nach Tabelle 2.

	Amplitude			Periodendauer		
	Minimum	Maximum	Mittel	Minimum	Maximum	Mittel
hochfrequent	k.A. <sup>2</sup>	k.A. <sup>2</sup>	± 3 K	120 s	1100 s	475 s
niederfrequent	± 2,5 K	± 15 K	± 8 K	12 min	1315 min	140 min

**Tabelle 2: Kenndaten der im KKB gemessenen Temperaturpulsationen [Ipm05]**

Abbildung 4 zeigt die Zeitverläufe der grundlegenden Arten von Temperaturpulsationen im KKB-NKPG. Dargestellt ist die lokale Außenwandtemperatur  $T_A$  am obersten Ende von zwei Pegelgefäßen (YD14 und YD15) in Abständen von 100 mm (blau) und 500 mm (rot) zum Standrohr. Die Signalverläufe verdeutlichen, dass in unmittelbarer Nähe zum Standrohr sowohl negative (Typ NL) als auch positive (Typ NH), niederfrequente Peaks auftreten können. In beiden Fällen liegt zwischen zwei aufeinanderfolgenden Extrema der Bereich der hochfrequenten Temperaturschwankungen (Typ H), dessen Rauschband in den KKB-Messungen um  $\pm 3$  K variierte und der zum Teil von niederfrequenten Pulsationen der Typen NL und NH mit geringerer Amplitude überlagert wird. Für die um 400 mm voneinander entfernten Messstellen treten die Peaks zu einem identischen Zeitpunkt auf. Sowohl bei den hochfrequenten als auch bei den niederfrequenten Pulsationen nimmt die Amplitude mit sinkender Entfernung zur Einbindung an das Standrohr, respektive mit steigenden Temperaturen, zu.



**Abbildung 4: Typische Verläufe der Temperaturpulsationen im KKB-NKPG [Ipm05] mit (a) negativen und (b) positiven, niederfrequenten Peaks**

<sup>2</sup> Zu den Minima und Maxima der hochfrequenten Temperaturpulsationen liegen keine Angaben vor.

Als primäre Ursache für die Unterschiede im dynamischen Verhalten beider Pegelgefäße wurde die konstruktive Gestaltung der Anbindung an das Standrohr vermutet. Die im KKB fehlende thermische Isolierung am Anfangsbereich des NKPG sowie die Stabilisierung mittels eines Trägers beeinflussen den Wärmeübergang maßgeblich und bewirken zugleich ein verändertes Phasenübergangsverhalten (Kondensationsrate). Diese Erkenntnis wird gestützt durch deutlich voneinander abweichende Temperaturverteilungen entlang des KKB-NKPG und DHVA-NKPG, welche im Rahmen der Experimente messtechnisch erfasst worden sind. Neben den äußerlich sichtbaren Unterschieden beider Anordnungen ist auch die innere Gestalt des NKPG bedeutend für die Topologie und Stabilität der Phasengrenzfläche. So können Schweißnähte (NKPG-KKB) wie auch invasive Sensoren (NKPG-DHVA) eine Barriere für die freie Oberfläche bilden und die Dynamik des Wasser/Dampf-Zweiphasengebietes entscheidend beeinflussen.

Grundsätzlich wurde nachgewiesen, dass die auftretenden Temperaturpulsationen und die damit in Verbindung gebrachte Bewegung der Phasengrenzfläche keine Auswirkungen auf die Genauigkeit der hydrostatischen Füllstandsmessung besitzen. Dennoch besteht aufgrund thermischer Wechselbeanspruchungen die Gefahr einer beschleunigten Materialermüdung, die im ungünstigsten Fall bis zum Rohrversagen führen kann. Um diese Problematik beurteilen zu können, ist eine umfassende Analyse der in NKPG auftretenden Übergangsprozesse von großer Bedeutung. Diese erlaubt zugleich eine Bekräftigung des Nachweises, dass die dynamischen Vorgänge in den Impulsleitungen keine Fehlmessungen des Differenzdruckes mit sicherheitsrelevanten Auswirkungen hervorrufen können. Aufgrund der geringen Rohrdurchmesser sind insbesondere physikalische Phänomene zu berücksichtigen, welche innerhalb der Makrowelt nicht auftreten beziehungsweise eine untergeordnete Rolle spielen.

## 2.2 Gas/Liquid-Zweiphasenströmungen in dünnen, leicht geneigten, vertikalen und horizontalen Rohrleitungen

### 2.2.1 Einordnung und dominierende physikalische Phänomene

Die der Fachliteratur auf den Wissenschaftsgebieten Fluidmechanik und Wärmeaustausch zugrunde liegenden Beobachtungen und Erfahrungen basieren im Allgemeinen auf der Beschreibung von Systemen konventioneller Dimensionen, der sogenannten „Makrowelt“. Beim Übergang zu konstruktiv miniaturisierten Systemen, der „Mikrowelt“ mit sehr engen Strömungsquerschnitten, muss die Gültigkeit dieser Phänomene hinterfragt werden. Dabei spielen insbesondere folgende Fragestellungen eine Rolle [Ghi08]:

1. Sind die aus der Makrowelt bekannten Phänomene, Modelle und Korrelationen für alle Dimensionen gültig? Falls nicht, innerhalb welcher Größenordnung ist die Anwendbarkeit gegeben?
2. Welche in der Makrowelt nicht auftretenden oder vernachlässigbaren Effekte müssen beim Übergang zur Mikrowelt berücksichtigt werden? Wie können diese modelliert werden und welche Auswirkungen ergeben sich bei Betrachtung des Gesamtsystems/-prozesses?

Die Nullkammerpegelgefäße mit einem Innendurchmesser von typischerweise 9 mm sind näherungsweise dem Übergangsbereich zwischen Mikrowelt und Makrowelt zuzuordnen (Abbildung 5). Dabei können Skalierungseffekte signifikant werden, welche innerhalb der Makrowelt keine oder nur eine untergeordnete Rolle spielen. Ursache solcher Effekte sind Parameter, die im Mikrobereich an Bedeutung gewinnen (z.B. Oberflächenspannung, Kontaktwinkel, Rauigkeiten und Unregelmäßigkeiten der Rohrwandflächen).

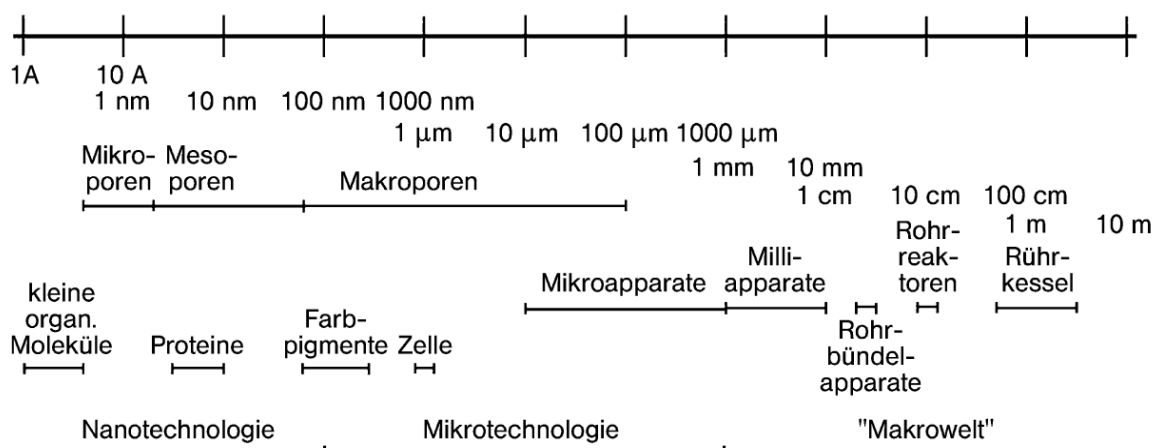


Abbildung 5: Charakteristische Längenskalen der Verfahrenstechnik [Kle04]



Die Phänomene der Mikrofluidik werden aufgrund der erschwerten Zugänglichkeit lokaler Größen sowie der unvollständigen Beschreibung von Parametern und physikalischen Effekten, welche im Übergangsbereich relevant werden, oft kontrovers diskutiert. Die Einzelphänomene und das in vielen Fällen unzureichende Verständnis ihrer physikalischen Zusammenhänge erfordern sowohl angepasste Messgenauigkeiten und -verfahren als auch eine intensivierete Fehleranalyse bei der Durchführung und Auswertung mikrofluidischer Versuche. [Kle04]

Eine zusammenfassende Übersicht der in Nullkammerpegelgefäßen erwarteten Phänomene und Skalierungseffekte zeigen Tabelle 3 bis Tabelle 8. Die Daten wurden im Rahmen einer Literaturrecherche herausgearbeitet und können im Detail den Quellen [Li02], [Oer02], [Bae04], [Kle04], [Kre05a], [Her06], [Fri08], [Ghi08], [Her08] sowie [Yoo08] entnommen werden. An dieser Stelle sei darauf verwiesen, dass spezielle Grenzflächeninstabilitäten nicht Bestandteil der vorliegenden Arbeit sind. Ein Beispiel hierfür ist die Marangoni-Konvektion (Entstehung durch lokale Inhomogenität der Oberflächenspannung bei ungleichmäßigen Temperaturen sowie Stoffübergängen an der Phasengrenze oder infolge ihrer wellenförmigen Störung). Eine Vernachlässigung dieser mikroskopischen Phänomene erscheint gerechtfertigt, da die Phasengrenzfläche in NKPG infolge des Einlaufes von Kondensat ohnehin permanent konvektiv überströmt wird.

In allen nachfolgenden Betrachtungen wird zwischen Mikrokanälen (Innendurchmesser  $1 \mu\text{m} < d_i < 1 \text{ mm}$ ) und Minikanälen ( $1 \text{ mm} \leq d_i \leq 10 \text{ mm}$ ) unterschieden.

<b>Strömungsregime</b>	
<b>Charakteristik</b>	typische Formen sind: <ul style="list-style-type: none"> <li>• Filmströmung (film flow)</li> <li>• Blasenströmung (bubbly flow)</li> <li>• Taylor-/Pfpfenströmung (taylor/plug/slug/segmented flow)</li> </ul>
<b>Einflussgrößen</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Fluidparameter (Dichtedifferenz der Phasen; Oberflächenspannung; Liquid-Viskosität)</li> <li>• Prozessparameter (Druck; Temperatur; relative Geschwindigkeit und Massenstrom der Phasen; Gasgehalt; Phasenübergänge; im Medium enthaltene Mikropartikel)</li> <li>• Geometrieparameter (Orientierung im Gravitationsfeld; Größe/Form; Werkstoff, Rauigkeit und Unregelmäßigkeiten der Innenwände)</li> </ul>

**Tabelle 3: Skalierungseffekte im mehrphasigen Strömungsregime**

<b>Wärmetransport an der Rohrwand</b>	
<b>Charakteristik</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• permanente Filmkondensation an kühlen Rohrwänden, bei der die frei werdende Wärmeenergie zunächst durch konvektiven Wärmeübergang an eine thermische Grenzschicht zur Rohrwand und von dort aus über Wärmeleitung nach außen transportiert wird</li> <li>• Wärmeübergangsverhältnisse werden bestimmt durch Kondensatfilm- und Grenzschichtdicke</li> <li>• die spezifische Wärmeübertragerfläche (Verhältnis von Mantelfläche zu Volumen) steigt mit sinkendem Rohrdurchmesser und ermöglicht hohe Wärmeabgaben</li> <li>• axiale Wärmeleitung in den Rohrwänden gewinnt an Bedeutung</li> <li>• Wärmeübergang nach außen bestimmt die Kondensationsrate</li> </ul>
<b>Einflussgrößen</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Absolutwert Temperatur und Druck (Stoffwerte)</li> <li>• Temperaturgradient zwischen System und Umgebung</li> <li>• Konvektionsbedingungen</li> <li>• Stoffe (Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität, Viskosität, Dichte, Oberflächenspannung)</li> <li>• Neigung (Kondensat-Filmdicke, Strömungsgeschwindigkeit)</li> <li>• Rohrdurchmesser (spezifische Wärmeübertragerfläche, Anströmung durch natürliche Konvektion von Umgebungsluft)</li> <li>• Rohrbeschaffenheit (Material, Wanddicke, Rauheit)</li> <li>• Wärmeleitstrukturen (Muffen, Träger) und Wärmedämmung</li> <li>• Anwesenheit nichtkondensierender Gase (isolierende Wirkung)</li> </ul>

**Tabelle 4: Wärmetransport an der Rohrwand**

<b>Wärmetransport im ruhenden Liquid</b>	
Charakteristik	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Temperaturgradienten entlang der Rohrachse infolge der Wärmeübertragung an die Umgebung und der permanenten Wärmezufuhr an der Standrohrenbindung</li> <li>• die Temperaturgradienten wirken im geneigten Rohr nicht parallel zum Schwerfeld, wodurch sich Wärmeleitung und freie thermische Konvektion (Zirkulationsströmung) überlagern</li> <li>• Wärmeleitung in NKPG gegenüber dem konvektiven Transport oft nicht vernachlässigbar (schnelle radiale Vermischung durch kurze Transportwege), damit konjugierte Wärmeübertragung</li> <li>• (quasi-)stationäre Temperaturverteilung mit charakteristischen Isothermen im NKPG nach endlicher Zeit</li> </ul>
Einflussgrößen	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Medium (Dichte, Wärmeleitfähigkeit, kinematische Viskosität)</li> <li>• Temperatur und Druck (Dichte, Wärmeleitfähigkeit)</li> <li>• globale (Umgebung) und lokale (NKPG) Temperaturgradienten</li> <li>• Länge, Innendurchmesser und Neigungswinkel des NKPG</li> <li>• Anwesenheit nichtkondensierender Gase (isolierende Wirkung)</li> </ul>
<b>Stofftransport im ruhenden Liquid</b>	
Charakteristik	<ul style="list-style-type: none"> <li>• thermische Eigenbewegung der Teilchen bewirkt Diffusionsprozesse</li> <li>• vorwiegend natürliche Diffusion (Konzentrations-, Temperatur- oder Druckgradienten), wobei die thermisch aktivierte Selbstdiffusion beziehungsweise molekulare Diffusion dominieren werden</li> <li>• Diffusion in NKPG gegenüber dem konvektiven Transport oft nicht vernachlässigbar (schnelle radiale Quervermischung durch verkürzte Transportwege, beschleunigter Konzentrationsausgleich)</li> </ul>
Einflussgrößen	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Medium (Diffusionskoeffizient und -mechanismus)</li> <li>• Temperatur und Druck (kinetische Energie der Teilchen)</li> <li>• lokale Temperatur- und Konzentrationsgradienten</li> <li>• Rohrrinnendurchmesser (Quervermischung)</li> <li>• Anwesenheit nichtkondensierender Gase</li> </ul>

**Tabelle 5: Wärme- und Stofftransport im ruhenden Liquid**

<b>Wärmetransport an der Phasengrenzfläche</b>	
Charakteristik	<ul style="list-style-type: none"> <li>• ständige Dampfkondensation mit neigungsbedingtem, konvektiven Ablauf von Kondensat zur Phasengrenzfläche</li> <li>• zwischen Phasen von unterschiedlicher Temperatur (Konvektion und Wärmeleitung)</li> </ul>
Einflussgrößen	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Medium (Wärmeleitfähigkeit, Viskosität, Oberflächenspannung)</li> <li>• Temperaturgradienten</li> <li>• Kondensationsrate (Wärmedurchgang zur Umgebung)</li> <li>• Innendurchmesser und Neigungswinkel des NKPG sowie etwaige Schweißnähte/Kontaktkanten (Stabilität der Phasengrenzfläche)</li> <li>• Anwesenheit nichtkondensierender Gase</li> </ul>
<b>Stofftransport an der Phasengrenzfläche</b>	
Charakteristik	<ul style="list-style-type: none"> <li>• ständige Dampfkondensation mit neigungsbedingtem, konvektiven Ablauf von Kondensat zur Phasengrenzfläche</li> <li>• zwischen Phasen von unterschiedlicher Temperatur/Konzentration (Konvektion sowie chemische Diffusion verbunden mit einer Selbst- und Fremddiffusion)</li> <li>• drei Übergangswiderstände (Grenzfläche, Gas- und Liquidphase)</li> <li>• Stoffübergangswiderstand der Grenzfläche vernachlässigbar, sofern keine chemischen Reaktionen, keine oberflächenaktive Substanzen und keine Übertragung großer Stoffmengen (rascher Stoffaustausch)</li> <li>• unter diesen Voraussetzungen Gleichgewicht des Stoffaustausches an Phasengrenzfläche (Zweifilmtheorie)</li> </ul>
Einflussgrößen	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Medium (Diffusionskoeffizient, Löslichkeit)</li> <li>• Temperatur- und Konzentrationsgradienten</li> <li>• Kondensationsrate (Wärmedurchgang zur Umgebung)</li> <li>• Innendurchmesser und Neigungswinkel des NKPG sowie etwaige Schweißnähte/Kontaktkanten (Stabilität der Phasengrenzfläche)</li> <li>• Anwesenheit nichtkondensierender Gase</li> </ul>

**Tabelle 6: Wärme- und Stofftransport an der Phasengrenzfläche**

<b>Oberflächenphänomene</b>	
<b>Charakteristik</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• steigender Einfluss von Oberflächenspannung (Kapillarität) und Kontaktwinkel mit sinkendem Rohrinne Durchmesser</li> <li>• Oberflächenspannung infolge intermolekularer Kräfte (Kohäsionskräfte an der Liquidoberfläche in Richtung Liquid-Kern) bewirkt die Ausbildung einer charakteristisch gewölbten Phasengrenzfläche</li> <li>• resultierender Kapillardruck hält die Oberfläche im Gleichgewicht (Kapillarität)</li> <li>• infolge phasenübergreifender Anziehungskräfte (Adhäsionskräfte) stellt sich an der Dreiphasenlinie ein Kontaktwinkel ein, welcher die Topologie der Grenzfläche zusätzlich beeinflusst</li> <li>• während der mikroskopische Kontaktwinkel rein stoffabhängig ist, wird der makroskopische durch Rauigkeiten und Heterogenitäten bestimmt</li> <li>• je steiler die Phasengrenzfläche, desto höher ist ihre Instabilität beim Einlaufen von Kondensat</li> <li>• Instabilitäten bewirken, dass Teilchen aus dem Liquidkern an die Grenzfläche transportiert werden (Erstreben der Minimaloberfläche)</li> <li>• an sehr dünnen Liquidfilmen (Dicke &lt; 100 µm) kann die Nähe der Festkörpermoleküle zu den Liquidmolekülen an der Gas/Liquid-Phasengrenzfläche durch intermolekulare Kräfte den Druck entlang der freien Oberfläche beeinflussen</li> </ul>
<b>Einflussgrößen</b>	<p>Folgende Größen bestimmen die Lage, Topologie und Stabilität der Phasengrenzfläche und beeinflussen sich zum Teil gegenseitig:</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Fluidpaarung (Oberflächenspannung, Dichte, Viskosität)</li> <li>• Stoffpaarung (Kontaktwinkel)</li> <li>• Prozessparameter (Temperatur, Druck)</li> <li>• Kondensationsrate (Umgebungsbedingungen, Ansammlungen nicht-kondensierender Gase)</li> <li>• Benetzungsverhalten (Rauigkeiten, Heterogenitäten)</li> <li>• Rohrgeometrie (Innendurchmesser)</li> <li>• Rohrisometrie (Neigung, Anbindung an Standrohr, Schweißnähte)</li> </ul>

**Tabelle 7: Oberflächenphänomene**

<b>Einfluss gelöster, nichtkondensierender Gase</b>	
<b>Charakteristik</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Entlösen im Wasser gelöster, nichtkondensierender Gase (Sauerstoff, Stickstoff, Edelgase,...) beim Verdampfungsprozess und Aufsteigen im Druckbehälter durch Konvektion mit dem Dampf</li> <li>• anstatt mit dem Wasserdampf zu kondensieren, bleiben diese Stoffe als gasförmige Phase erhalten</li> <li>• Anreicherung als Diffusionsgrenzschicht vor dem Kondensatfilm, da dieser für Gase undurchlässig ist und quasi keine Rückvermischung mit dem Dampf erfolgt</li> <li>• Diffusionsgrenzschicht beeinflusst den gesamten Widerstand des Wärme- und Stofftransportes zwischen Gas- und Liquidphase</li> <li>• erhöhter Stoffübergangswiderstand durch nichtkondensierende Gase (Diffusionsbarriere für Wasserdampf)</li> <li>• erhöhter Wärmeübergangswiderstand durch Inertgase (Anreicherung erhöht Partialdruck des Gases, während Partialdruck des Dampfes nach Henry-Gesetz abfällt) <ul style="list-style-type: none"> <li>➤ mit dem Partialdruck des Dampfes sinkt Sättigungstemperatur an der Phasengrenzfläche, respektive die Kondensat-Temperatur</li> <li>➤ verringerter Temperaturgradient zur Rohrwand senkt Wärmestromdichte (isolierende Wirkung)</li> <li>➤ zudem verschlechterter Wärmetransport durch Massenübergang</li> <li>➤ verringerte Kondensationsrate und Kondensat-Filmdicke</li> </ul> </li> </ul>
<b>Einflussgrößen</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Stoff (Diffusionskoeffizient, Dichte, Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität,...) und Konzentration im Wasser gelöster Gase</li> <li>• Prozesstemperatur (Wasserlöslichkeit, Diffusionskoeffizient, Dichte, Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärmekapazität des Gases)</li> <li>• Umgebungstemperatur (Kondensationsrate)</li> <li>• Prozessdruck (Partialdrücke und ihre Auswirkung auf Sättigungstemperatur des Dampfes)</li> <li>• Mechanismus der Löslichkeit (physikalisch in Molekül-Lücken oder chemisch durch Integration in Molekülstruktur)</li> <li>• konstruktive Gestaltung der Rohranbindung</li> </ul>

**Tabelle 8: Einfluss gelöster, nichtkondensierender Gase**

### 2.2.2 Verfahren zur nichtinvasiven Messung bei Siedewasserreaktor-Parametern

Das Verhalten einer Gas/Liquid-Strömung unterscheidet sich aufgrund der komplexen Wechselwirkungen zwischen den Phasen signifikant vom einphasigen Zustand. Ihre nicht geschlossen löslichen Transportgleichungen erfordern Approximationen durch numerisch-iterative Simulationen (Computational Fluid Dynamics, CFD) unter meist vereinfachten Annahmen. Um die Richtigkeit der Modelle sowie ihrer Anfangs- und Randbedingungen zu bestätigen, ist eine experimentelle Validierung für den konkreten Anwendungsfall unerlässlich. Die Wahl eines geeigneten Messverfahrens und seiner Signalverarbeitungs-algorithmen ist dabei von höchster Priorität, um exakte, reproduzierbare Messergebnisse zu generieren. Die Visualisierung von Gas/Liquid-Phasengrenzflächen in NKPG führt zu zwei wesentlichen Restriktionen:

1. Die Wandung der Nullkammerpegelgefäße (1,5 Millimeter korrosionsbeständiger Stahl) verweigert jegliche optische Zugänglichkeit zur Phasengrenzfläche
2. Invasive Messverfahren sind aufgrund ihrer Verfälschung ungeeignet, um die Lage und Stabilität der Phasengrenzfläche experimentell zu untersuchen

Unter Berücksichtigung dieser Aspekte versagt die Mehrzahl klassischer Messverfahren zur Beschreibung von Gas/Liquid-Grenzflächen. Beispiele hierfür sind folgende Methoden:

- optisch (z.B. Stereofotogrammetrie, Lichtschnittverfahren, Laser-Triangulation)  
→ fehlende Zugänglichkeit; erhebliche Streuungen durch Wasserdampf
- akustisch (z.B. Ultraschall-Tomografie)  
→ zu geringe Durchmesser; hohe Reflexionsgrade an Gas/Solid-Grenzfläche
- elektrisch (z.B. Kapazitätsmessung)  
→ invasive Nadel-/Gittersonden; Tomografie mit unzureichender Ortsauflösung

Die vorliegenden Einschränkungen erfordern eine Qualifizierung neuartiger Messverfahren zur Visualisierung von Wasser/Dampf-Phasengrenzen bei SWR-Parametern. Aufgrund der Nichtinvasivität bei gleichzeitiger Möglichkeit, ganze Querschnittsflächen experimentell zu untersuchen, ist insbesondere die Erprobung einer Röntgendurchstrahlung von NKPG von großem Interesse. Die in der Medizintechnik längst etablierte Technologie wurde seit Mitte der 1980er Jahre zunehmend auf ingenieurtechnische Anwendungen, beispielsweise die zerstörungsfreie Materialprüfung, übertragen und kontinuierlich weiterentwickelt. Auch in der Prozessindustrie und speziell auf dem Gebiet der Gas/Liquid-Zweiphasenströmungen wird das Röntgenmessverfahren erfolgreich angewendet. [Cha97] Insbesondere durch das Helmholtz-Zentrum Dresden-Rossendorf (HZDR) werden entscheidende Beiträge zu den

Forschungsarbeiten geleistet. So können durch neue Konzepte zur Anordnung moderner Röntgenstrahler und -detektoren transiente Zweiphasenströmungen mit einer Bildrate von bis zu  $10.000 \text{ s}^{-1}$  messtechnisch erfasst werden. [Bie10] Die räumliche Auflösung dieses modifizierten Verfahrens ist mit 1 Millimeter für die bisherigen Experimente an Gas/Liquid Phasengrenzflächen in Rohren von etwa 100 Millimetern Durchmesser ausreichend. Da die Darstellungsgenauigkeit mit der Messdauer steigt, ist die gemeinsame Optimierung von Orts- und Zeitauflösung im Regelfall nur durch Kompromisse lösbar. Die meisten der Röntgen-Messsysteme für Experimente an Zweiphasenströmungen sind demzufolge dafür konzipiert, eine beider Kenngrößen zu maximieren, wobei ihr Einsatz von der Zielstellung des Versuches und den (Relativ-)Geschwindigkeiten der Phasen abhängt. [Lug01, Sim03]

Als Folge der technischen Weiterentwicklung des Messverfahrens wurde eine Vielzahl von Experimenten durchgeführt, um Gas/Liquid-Zweiphasenströmungen mit Röntgenstrahlung zu visualisieren. Die Untersuchungen beschreiben ein breites Spektrum der hydraulischen Durchmesser ( $d_H = 1 \dots 120 \text{ mm}$ ) und wurden an verschiedengestaltigen Strömungskanälen durchgeführt. So untersuchten Tompkins et al. [Tom02] Strömungsregime für Wasser/Luft sowie das Kältemittel R134a (Gas- und Flüssigphase) in rechteckigen Minikanälen aus Aluminium mit einem hydraulischen Durchmesser von 1,54 mm und einer Wanddicke von 0,5 mm. In Abhängigkeit von den Massenströmen sind typische Formen wie Blasen-, Schichten- oder Ringströmungen erkennbar. Aufgrund des geringeren Dichteverhältnisses beider Phasen (im vorliegenden Experiment 600 für Wasser/Luft gegenüber 16 für R134a) wird eine Verbesserung der Röntgenmesstechnik als notwendig erachtet, um zuverlässige Interpretationen der Ergebnisse zu ermöglichen. Mahr [Mah07] wandte die Röntgenprojektion und -tomografie an, um ein eigenes physikalisches Modell für zweiphasige Strömungsfelder in geordneten Schichtungen zu validieren. Die modellierte Schichtung bestand bei einem Durchmesser von 288 Millimetern aus vier jeweils um  $90^\circ$  gedrehten Packungselementen. Um die Stromlinien im Liquidfilm visualisieren zu können, wurde punktuell ein Röntgenkontrastmittel als Spurstoff zugegeben. Die Untersuchungen grenzen sich insofern von der vorliegenden Arbeit ab, dass Polypropylen als Strukturmaterial verwendet wurde. Die Röntgenstrahlung kann diesen Kunststoff wesentlich einfacher durchdringen als Metalle oder Stähle, wodurch qualitativ hochwertigere Ergebnisse erzielt werden können. Eine aktuelle Studie von Sigurdsson et al. [Sig12] untersucht die Machbarkeit des Einsatzes von Röntgenradiografie in Stahlrohren mit hoher Wanddicke. Mit der Zielstellung, den Füllstand in geothermischen Reservoirs messtechnisch erfassen zu können, wurden eingangs mit Wasser und Luft gefüllte Rohre durchstrahlt und in



weiteren Experimenten um eine dritte Komponente (Basalt beziehungsweise Quarz als Feststoffkomponente) erweitert. Am Referenzobjekt, einer horizontalen Rohrleitung mit 76,2 mm Außendurchmesser und 4,5 mm Wanddicke, konnte der Füllprozess mittels Röntgendurchstrahlung erfolgreich visualisiert werden. Die Messwerte streuen im zweiphasigen System entlang der Mittelachse des Rohres mit einem maximalen Fehler von 5 mm um den berechneten Wert. Auch nach Einbringen von Basalt beziehungsweise Quarz konnte nachgewiesen werden, dass die Röntgenradiografie geeignet ist, die Höhe des Wasserstandes in horizontalen Stahlrohren bei hohem Druck zu messen. Als limitierende Faktoren wurden die Wanddicke sowie die Leistung des Röntgenstrahlers identifiziert.

Als zweites diversitäres Verfahren zur Darstellung von Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen in NKPG bei SWR-Parametern ist die Temperaturmessung möglich. Dabei erfasst die Infrarot-Thermografie (IRT) die Wärmestrahlung von Körpern, deren Spektrum sich mit steigender Temperatur zu kürzeren Wellenlängen verschiebt. Sie ist insbesondere in der Gebäudetechnik, der zerstörungsfreien Werkstoffprüfung sowie für die Detektion von Defekten an elektrischen/elektronischen Baugruppen oder Lecks in Rohren von großer Bedeutung. Auf dem Gebiet der Gas/Liquid-Zweiphasenströmungen ist die IRT auf wenige Anwendungen beschränkt. Typische Beispiele umfassen Untersuchungen

- der Verdampfung von Flüssigkeitstropfen auf Festkörpern [Sef08],
- des Wärmetransportes, Blasenwachstums und der Wandtemperaturverteilungen beim Behältersieden in unterschiedlichen Geometrien [Ger10, Gol09, Het02, Wag08] und
- des Tropfentransportes in flüssigen Sprays [Aka10].

Hapke et al. [Hap00] nutzten die IRT, um den Wärmeübergang beim Strömungssieden in vertikalen Minikanälen (1,5 mm Innendurchmesser) experimentell zu untersuchen. Die in diesem Ansatz gemessene axiale Verteilung der Außenwandtemperaturen am Rohr wurde genutzt, um insbesondere für den Beginn des Blasensiedens die Innenwandtemperaturen sowie den lokale Wärmeübergangskoeffizienten zu berechnen. Um eine möglichst exakte Messung der Außenwandtemperaturen zu ermöglichen, wurde die Testsektion einheitlich mit einem Speziallack von hohem Emissionsgrad ( $\epsilon \approx 0,94$ ) beschichtet. Die Visualisierung der Phasengrenzfläche Wasser/Dampf ist aufgrund der hohen Dynamik der Siedevorgänge nicht Bestandteil der Arbeit [Hap00].

Da Gas/Liquid-Grenzflächen in Zweiphasenströmungen oft einen transienten Charakter aufweisen und nicht lokal konzentriert sind, existieren nur wenige Bemühungen zu ihrer messtechnischen Erfassung mittels Infrarot-Thermografie. Eine weitere Einschränkung des Verfahrens ist für Anwendungsfälle gegeben, in denen die Prozessparameter den Einsatz opaker Wandmaterialien erfordern. Demzufolge sind die bisherigen Einsatzmöglichkeiten auf (quasi-) stationäre Prozesse beschränkt, in denen die Phasengrenzfläche unmittelbaren Kontakt zur Innenwand der Untersuchungsgeometrie besitzt. Typische Beispiele für den industriellen Einsatz sind die Füllstandsmessung, die Detektion von Ablagerungen und die globale Visualisierung von Mischungsvorgängen in Tanks. [Mav12] Trotz der enormen Vielfalt vergleichbarer Anwendungen und der Tatsache, dass die in NKPG befindlichen Phasengrenzen beide Bedingungen (Wandkontakt, Quasistationarität) erfüllen, erfordert ihre Messung mit angestrebten Ortsauflösungen von weniger als einem Millimeter die Qualifizierung des Verfahrens.

An dieser Stelle sei darauf verwiesen, dass die in der Arbeit vorliegenden thermografischen Untersuchungen einzig die Infrarot-Messtechnik berücksichtigen. Es existieren zusätzliche Methoden wie temperatursensitive Flüssigkristalle (thermo-chromic liquid crystals, TLC), welche ebenfalls genutzt werden, um Gas/Liquid-Zweiphasenströmungen experimentell zu untersuchen. [Oze11] Diese Verfahren sind bei SWR-Parametern ohne Bedeutung, da TLC gegenwärtig nur im Temperaturbereich von  $-30\text{ °C}$  bis  $120\text{ °C}$  einsetzbar sind. [Kha08]

Grundlegende Untersuchungen an Gas/Liquid-Phasengrenzflächen in dünnen, geneigten Rohrleitungen wurden bei Umgebungsparametern durchgeführt. Der Einsatz transparenter Testsektionen ermöglicht die Anwendung konventioneller Methoden der digitalen Bildverarbeitung (DBV), deren Applikationen in der Literatur hinreichend beschrieben sind und nicht Bestandteil der vorliegenden Arbeit sein sollen. Beispielhaft sei für dünne Rohre die Messung von Strömungsregimen [Bar83, Col99, Che01, Che06, Zob06, Ide07] genannt. Weitere charakteristische Anwendungen der DBV auf Mehrphasenströmungen umfassen Kontaktwinkelmessungen an Festkörperoberflächen [Sik05, Xue06, Zie08, Lok10] sowie die Untersuchung des Blasensiedens [Ban04, Sit04].

### 2.2.3 Experimentelle Untersuchung des Wärme-, Stoff- und Phasenüberganges in Minikanälen

Fiedler und Auracher untersuchten in [Fie02a] die Rücklaufkondensation des Kältemittels R134a in kompakten Plattenwärmeübertragern. Bei diesem Verfahren tritt Dampf von unten in Kondensatoren (Strömungskanäle mit hydraulischem Durchmesser von 5-10 mm) ein, strömt aufwärts und fließt nach dem Phasenübergang als Kondensat im Gegenstrom zurück. Bereits zu Beginn der Untersuchung wird festgestellt, dass die grundlegenden Mechanismen des Wärme- und Stofftransports sowie der Zweiphasenströmungen in solchen dünnen Kanälen bislang unzureichend verstanden sind. Alle Experimente wurden an einem Doppelrohr-Wärmeübertrager aus Edelstahl durchgeführt, dessen inneres Rohr einen Innendurchmesser von  $d_i = 7$  mm sowie eine Wanddicke von  $w = 0,5$  mm aufwies und im Ringspalt von Kühlwasser überströmt wurde. Bei einem Druck von  $p = 7$  bar wurde für die untersuchten Lagen (30, 45, 60 und 90°) nachgewiesen, dass der Neigungswinkel den Wärmeübergang entscheidend beeinflusst. Dieser Effekt wird durch die mittlere Kondensatfilmstärke entlang des Rohres erläutert, welche von der Rohrneigung abhängig ist. Demnach stellt sich bei einer geneigten Rohrleitung ein nicht mehr axialsymmetrischer Kondensatfilm ein. Der mittlere Wärmeübergangskoeffizient steigt mit sinkender Kondensatfilmstärke. Der optimale Neigungswinkel für den Wärmetransport wird mit etwa 40° von der Horizontalen beziffert. Auch der Flutpunkt (maximale Gasgeschwindigkeit, oberhalb derer Kondensat nach oben transportiert wird, anstatt schwerkraftkontrolliert die Rohrleitung herab zu laufen) konnte als signifikant von der Rohrneigung abhängig identifiziert werden. Die maximale Gasgeschwindigkeit wird dabei bei einem Winkel zwischen 45° und 60° erreicht. Das Verhalten in horizontalen und leicht geneigten Rohren unterschiedlicher Innendurchmesser war nicht Gegenstand der Experimente von Fiedler und Auracher.

Eine zweite Studie von Fiedler et al. [Fie02b] vergleicht die Rücklaufkondensation von R134a mit Experimenten an Wasserdampf bei identischer Versuchsanordnung für einen Druck von  $p = 0,1$  bar. Im Gegensatz zum Kältemittel konnte für Wasserdampf kein signifikanter Einfluss des Rohrneigungswinkels auf die mittlere Kondensatfilmstärke sowie den Flutpunkt nachgewiesen werden. Dieser Gegensatz wird auf die um den Faktor 10 größere Oberflächenspannung des Wassers zurückgeführt. Der Kondensatfilm von R134a verteilt sich damit wesentlich asymmetrischer entlang der Rohrrinnenwand, womit sich der Einfluss des Neigungswinkels in den Versuchen mit R134a deutlich ausgeprägter darstellt als bei Wasserdampf.

Dziubek [Dzi07] untersuchte den Einfluss der Oberflächenspannung auf die Rücklaufkondensation in dünnen, vertikalen Strömungskanälen. Zu Beginn der Arbeit wird darauf verwiesen, dass die Modellierung beweglicher Gas/Liquid-Phasengrenzflächen unter dem Einfluss der Oberflächenspannung und des Phasenüberganges bislang nur unzureichend berücksichtigt und in CFD-Software implementiert worden ist. Aus diesem Grund wurde mit dem Ziel einer optimierten Auslegung von Plattenwärmetauschern ein eigenes Modell zur Beschreibung der Strömungsvorgänge entwickelt. Eine numerische Lösung dieses Modells war aufgrund der enormen Komplexität nicht Gegenstand der Arbeit [Dzi07]. Stattdessen wurde durch weitere Vereinfachungen eine gewöhnliche Differentialgleichung hergeleitet, die eine Erweiterung der Nusselt-Theorie darstellt. Sie erlaubt die analytische Beschreibung der Kondensation in vertikalen, rotationssymmetrischen Rohren unter dem Einfluss von Oberflächenspannungskräften. Die in [Fie02b] experimentell ermittelte Feststellung, dass der Wärmeübergang bei Kondensation in geneigten Rohrleitungen mit R134a (gegenüber der vertikalen Lage) signifikant erhöht wird, dieser Effekt jedoch nicht mit Wasser nachgewiesen werden konnte, wird von Dziubek belegt. Die Gravitationskraft bildet in geneigten Rohren zwei Komponenten in Richtung Rotationsebene und Rohrachse, was im weiteren Verlauf des Rohres zu einer Anlagerung des Kondensates am Rohrboden führen wird. Die Oberflächenspannung wirkt diesem Effekt entgegen, indem sie, senkrecht auf die Oberfläche wirkend, die Oberfläche zu minimieren versucht. Entsprechend der Differenz beider Kräfte stellt sich eine spezifische Form der Grenzfläche ein. Da die Oberflächenspannung von Wasser für den in [Fie02b] untersuchten Parameterbereich deutlich größer ist als die von R134a, wird sich bei gegebener Neigung im Wasser eher ein ringförmiger Kondensatfilm einstellen als in Kältemittel R134a. Die beim Wärmeübergang durch das Kondensat dominierende Wärmeleitung ist für eine geringere Filmdicke besser, wodurch R134a einen intensiveren Wärmeaustausch ermöglicht. Numerische Simulationen der Kondensatfilmdicke mit und ohne Einfluss der Oberflächenspannung ( $d_i = 7 \text{ mm}$ ) zeigen sowohl für Wasser als auch für R134a keine Unterschiede. Die Kondensatfilmdicke bei der Rücklaufkondensation in einem dünnen, vertikalen Rohr ist demnach (im Bereich  $6 \cdot 10^{-3} \text{ N/m} \leq \sigma \leq 70 \cdot 10^{-3} \text{ N/m}$ ) nicht von der Oberflächenspannung abhängig. Erwartungsgemäß zeigte R134a bei der Simulation eine geringere Filmdicke als Wasser. Erst bei einer unrealistischen Erhöhung der Oberflächenspannung von R134a um den Faktor 100 waren Unterschiede der Simulationen mit und ohne Oberflächenspannung feststellbar. Variationen von Rohrneigung und Rohrdurchmesser wurden im Rahmen der Arbeit [Fie02b] nicht durchgeführt.

Wang und Du [Wan00] untersuchten die laminare Filmkondensation für Wasser/Dampf-Strömungen in horizontalen und geneigten Minikanälen. Die Autoren verdeutlichen, dass die Oberflächenspannung den Kondensationsprozess bei geringen Rohrrinnendurchmessern stärker beeinflusst als Gravitationskräfte, wodurch Korrelationen für großvolumige Rohre nicht ohne weiteres anwendbar sind. Die Abhängigkeit zweiphasiger Strömungen in dünnen Rohren von Einzelfaktoren wird als unzureichend verstanden beschrieben. Die analytischen und experimentellen Studien decken Innendurchmesser von 2 mm bis 5 mm und Neigungswinkel von  $0^\circ$  bis  $45^\circ$  ab. Es wurde nachgewiesen, dass der Einfluss der Neigung, respektive der Gravitationskräfte, auf die Grenzflächenkrümmung mit dem Innendurchmesser wächst. Für enge Strömungskanäle gewinnt die Oberflächenspannung an Bedeutung, wodurch die Rückwirkung der Neigung auf die Topologie der Gas/Liquid-Grenzfläche sinkt. Auch die mittlere Nusselt-Zahl ( $Nu$ , Verhältnis aus effektiver und rein durch Wärmeleitung transportierter Wärme) zeigt für wachsende Innendurchmesser eine höhere Abhängigkeit vom Neigungswinkel der dünnen Rohrleitung. Als Ursache wird die Veränderung der Kondensatfilmdicke identifiziert. In engen Strömungskanälen spielen Gravitationskräfte gegenüber Oberflächenspannungskräften eine untergeordnete Rolle. Da die Oberflächenspannung mit wachsendem Rohrrinnendurchmesser an Einfluss verliert, dominieren Gravitationskräfte den Wärmeübergang. Die resultierende Abhängigkeit der Nusselt-Zahl vom Neigungswinkel gewinnt im Verlauf des Rohres an Bedeutung, da die Filmdicke infolge der Kondensation wächst. Die Variation des Rohrrinnendurchmessers zeigt in Übereinstimmung mit den Arbeiten weiterer Autoren [Yan98, Ghi08] einen verbesserten Kondensationswärmeübergang infolge der Miniaturisierung.

Um den Inhalt der Literaturstudie zu begrenzen, wird auf eine detaillierte Beschreibung der Experimente zum Wärmeaustausch horizontaler Zylinder durch natürliche Konvektion und Strahlung verzichtet. Für diese Phänomene existieren in der Fachliteratur [Vdi06, Lie08] Ansätze, welche sich bei Einhaltung der Gültigkeitsbereiche in der Praxis etabliert haben. Eine beispielhafte experimentelle Untersuchung für Minikanäle ( $d_a = 4,8$  mm und  $9,45$  mm) zeigt [Ata09]. Atayilmaz und Teke bestätigten, dass Temperaturunterschiede entlang des Rohrumfanges mit dem Außendurchmesser sowie dem Gradienten von Wand- und Umgebungstemperatur steigen. Der Wärmeübergang wird demzufolge signifikant vom Rohrdurchmesser beeinflusst. Eine Neigung des horizontalen Rohres bis zur Vertikalen führt nach Raithby und Hollands [Rai85] zur kontinuierlichen Beeinträchtigung des Wärmeüberganges.

## 2.2.4 Numerische Untersuchungen in Mikro- und Minikanälen mit CFD-Codes

### 2.2.4.1 Modellierung der Grenzflächentopologie

Eine detaillierte Übersicht der bisherigen CFD-Untersuchungen an Zweiphasenströmungen in Mikrokanälen zeigt die Arbeit von Gupta et al. [Gup09]. Basierend auf den teilweise gegensätzlichen Ergebnissen aus der Literatur untersuchten die Autoren am Beispiel von Ansys Fluent die Anwendung von CFD-Codes zur Modellierung von Taylorströmungen in Mikrokanälen mit einem Innendurchmesser von 0,5 mm. Es wurde festgestellt, dass eine spezielle Modellierung erforderlich ist, um die dünnen Liquidfilme zwischen Taylorblase und Rohrrinnenwand zu erfassen. Von besonderer Bedeutung ist dabei die Implementierung von Modellen für dynamische Kontaktwinkel und die Kontaktwinkelhysterese [Fan08, Che09] bei Verwendung von, insbesondere in Wandnähe, hochauflösenden Rechengittern [VBa04, VBa05]. Der Einfluss des Kontaktwinkels ist immer dann relevant, wenn zwei Fluide gleichzeitig in Kontakt mit der Rohrrinnenwand stehen oder Liquidfilme so dünn sind, dass van der Waal-Kräfte über den Film wirken können. [Ros06] Gupta et al. liefern bedeutende Erkenntnisse zur Dimensionierung des Rechengitters, um die Dynamik von Gas/Liquid-Phasengrenzflächen nahe der Rohrwand physikalisch möglichst exakt zu modellieren. Die Oberflächenspannungskraft nach dem Continuum Surface Force (CSF) Modell von Brackbill et al. [Bra92], welches auch in Ansys CFX 14 implementiert ist [Ans11a], wirkt auf das Zentrum einer Zelle und wird aus dem Gradienten des Volumenanteils berechnet. Als Folge dessen können strukturierte, quadratische Gitter im Bereich der Phasengrenze dazu beitragen, parasitäre Strömungen bei der Berechnung von Oberflächenspannungskräften [Har06, Fle09] zu minimieren. Dieses Vorgehen wird auch in den Best Practice Guidelines zur numerischen Simulation von Zweiphasenströmungen mit Oberflächenspannung von Ansys [Ans11b] und Barbat [Bar04] empfohlen. Die an der Rohrrinnenwand zur Minimierung der numerischen Diffusion erforderliche hohe Auflösung des Rechengitters wird von Gupta et al. durch lokale Gitterverfeinerung erreicht, wobei die einheitlich würfelförmigen Elemente im Kern des Rohres in Abhängigkeit von der Filmdicke zu quaderförmigen Elementen gestaucht werden. Ein solcher Kompromiss ist erforderlich, um den Simulationsaufwand gegenüber einer Rechnung mit einem einheitlich sehr feinen quadratischen Gitter zu begrenzen und gleichzeitig ein Verschmieren der Grenzfläche nahe der Rohrwand zu vermeiden. Um die Transienten berechnen zu können, nutzten Gupta et al. einen an die Strömungsgeschwindigkeit adaptierten, dynamischen Zeitschritt. Die unter diesen Voraussetzungen generierten CFD-Simulationen konnten

experimentelle Beobachtungen und empirische Korrelationen für Taylorströmungen in Mikrokanälen mit sehr guter Übereinstimmung nachbilden.

In der Folgezeit wandten zahlreiche Autoren ähnliche Strategien an, um zweiphasige Phänomene in Mikro- und Minikanälen mit CFD-Codes zu untersuchen [Tal12]. Als Beispiele seien Pfropfenströmungen in gebogenen Rohren [Kum07], Taylorströmungen im rechteckigen und dreieckigen Kanal [Liu08] oder die Blasenbildung bei Taylorströmungen für unterschiedliche Bedingungen am Einlass [Sha08, Sha10] genannt. Die Forderung einer feinen Diskretisierung des Rechengitters im Bereich der Gas/Liquid-Phasengrenzfläche ist trotz der Vielzahl der genannten Anwendungen nicht auf Mini- oder Mikrokanäle beschränkt. Auch CFD-Simulationen von Zweiphasenströmungen in größeren Kanälen verdeutlichen die Notwendigkeit erhöhter Ortsauflösungen, um die Phasengrenzflächen gitterunabhängig und mit hinreichender Genauigkeit repräsentieren zu können. [Ndi05, DaR09, Rat09]

#### **2.2.4.2 Modellierung des Wärme- und Stofftransportes**

Eine möglichst exakte Grenzflächenmodellierung ist die Grundvoraussetzung für die numerische Simulation des Wärme- und Stofftransportes in dünnen Rohren. [Ans11b] Nur bei einer anwendungsspezifisch genauen räumlichen und zeitlichen Diskretisierung können die Kondensatfilmdicke und Rezirkulationsströmungen als entscheidende Einflussfaktoren berücksichtigt werden. [Gup09] Gegenwärtig existieren nur wenige CFD-Simulationen zum zweiphasigen Wärme- und Stoffaustausch in engen Strömungskanälen. Diese Studien basieren in nahezu allen Fällen auf der Verwendung konstanter Stoffeigenschaften bei einer festgelegten Temperatur. Trotz solcher Vereinfachungen sind zahlreiche Iterationen und somit ein enormer Rechenaufwand erforderlich, um den Wärmeübergang numerisch simulieren zu können. [Tal12] Verantwortlich für diese Tatsache ist insbesondere die Vielfalt an physikalischen Phänomenen und Eigenschaften, welche die Austauschraten in nicht siedenden Gas/Liquid-Strömungen beeinflussen (Tabelle 4 bis Tabelle 6). [Muz11]

Gupta et al. [Gup10] modellierten mithilfe der kommerziellen CFD-Codes Ansys Fluent und TransAT den Wärmeaustausch bei Taylorströmungen in Mikrokanälen. Für identische Bedingungen wurde trotz der unterschiedlichen Methoden zur Verfolgung der freien Oberflächen eine große Übereinstimmung der Ergebnisse festgestellt. Aufgrund der zeitintensiven Berechnungen von TransAT bei einer unwesentlich höheren Genauigkeit wurden alle weiteren Untersuchungen mit Ansys Fluent durchgeführt. Verglichen mit einer laminaren, vollentwickelten einphasigen Strömung zeigten die Simulationen eine mehr als

doppelt so hohe mittlere Nusselt-Zahl. Diese Erhöhung des Wärmeüberganges bestätigt eine Vielzahl vorangegangener experimenteller und numerischer Untersuchungen, welche zusammenfassend in der Arbeit dargestellt sind. Die lokale Nusselt-Zahl zeigte, wie bereits von Ua-arayaporn et al. [Uaa07] und He et al. [He07] festgestellt, im Bereich der Blase besonders große Werte, welche durch den dünnen Liquidfilm zur Rohrwand hervorgerufen werden. Variationen des homogenen Gasgehaltes (Verhältnis der Leerrohrgeschwindigkeit der Gasphase zur Geschwindigkeit des zweiphasigen Gemisches) führten zur Veränderung der Form und Länge der Taylorblasen, wobei die Dicke des Filmes zwischen Rohrwand und Blase nahezu konstant blieb. Mit dem homogenen Gasgehalt erhöht sich die Anzahl an Rezirkulationszonen im Film, während die Länge der über den Querschnitt verteilten Liquidphase sinkt. Für den niedrigsten von Gupta et al. untersuchten Gasgehalt wurde die höchste mittlere Nusselt-Zahl erzielt. Als Ursache für diesen verbesserten Wärmeübergang werden in Analogie zu [He07] radiale Strömungen vor und hinter der Blase sowie die Ausbildung einer entwickelten Strömung im Liquidkern genannt. Es ist zu beachten, dass Zirkulationen nie in direktem Wandkontakt stehen. Transportvorgänge zur Wand erfolgen immer durch Wärmeleitung/Stoffdiffusion durch den Film. [Kre05a] Der Wärmeaustausch in zweiphasig durchströmten Minikanälen wurde von Lakehal et al. [Lak08] sowie Narayanan et al. [Nar08] durch TransAT Simulationen untersucht. Lakehal et al. stellten fest, dass der konvektive Wärmeübergang bei vollentwickelter Strömung maßgeblich durch Zirkulationsströmungen vom Film in das Liquidgebiet hinter der Blase beeinflusst wird. Zusätzlich entstehen in der Gasblase Geschwindigkeitsfelder, deren Gestalt deutlich vom typisch parabolischen Profil einer einphasigen Rohrströmung abweicht und durch Umkehrpunkte gekennzeichnet ist. Im Gegensatz zur Geschwindigkeit, welche außerhalb der Blase keine ausgeprägten Unterschiede gegenüber reinen Liquidströmungen zeigte, waren die Temperaturgradienten nahe der Rohrwand über das gesamte Kanalprofil steiler. Hierfür verantwortlich sind die Gasblasen, die verhindern, dass sich eine stabile thermische Grenzschicht entlang der Wand über das Rohr entwickelt. Die mittlere Nusselt-Zahl erhöhte sich signifikant mit der Länge der Gasblase und war bis zu viermal höher als in einer reinen Liquid-Rohrströmung. Narayanan et. al zeigten durch die Erweiterung der Simulationen, dass Gravitationskräfte den Wärmetransport bei Pfropfenströmungen nur marginal beeinflussen. Die maximale Erhöhung der mittleren Nusselt-Zahl von 4% wurde für eine nach unten gerichtete Strömung (Überlagerung mit dem Schwerfeld) festgestellt.

Van Baten und Krishna führten mit Ansys CFX 4.4 CFD-Simulationen zum Stofftransport bei zweiphasigen Strömungen in Minikanälen ( $d_i = 1,5 \dots 3$  mm) durch. Sie unterschieden,



in Übereinstimmung mit den späteren Untersuchungen von Kreuzer et al. [Kre05a], den Austausch von der Gas- in die Liquidphase (volumetrischer Massentransport) von dem aus der Liquidphase an die Rohrwand (Wand-Massentransport). Der volumetrische Massentransfer besteht dabei anteilig aus dem gekrümmten Kopf- und Fußbereich der Blase sowie dem umgebenden Film [VBa04]. Der durch den Film hervorgerufene Anteil wurde mit etwa 60% bis 80% beziffert. Die Simulationen zeigten, dass der volumetrische Massentransfer-Koeffizient mit der Blasengeschwindigkeit, der Blasenfrequenz und der Länge des Filmes wächst. Der verbleibende marginale Einfluss der Filmdicke wird von den Autoren auf numerische Fehler zurückgeführt. Variationen des Diffusionskoeffizienten bestätigten die Zusammenhänge der von Higbie entwickelten Penetrationstheorie [Hig35]. Van Baten und Krishna formulierten ein auf dieser Theorie basierendes fundamentales Modell, welches zusätzlich den Einfluss des Innendurchmessers auf den volumetrischen Massentransfer-Koeffizient beinhaltet. Dieses zeigte sehr gute Übereinstimmungen mit den Ergebnissen der CFD-Simulationen. Für den Wand-Massentransport stellten die Autoren in Analogie zu den thermischen Austauschprozessen eine deutliche Intensivierung gegenüber einphasigen Strömungen fest [VBa05, Kre05a]. Ursache hierfür ist die ausgeprägte radiale Vermischung in den Rezirkulationsgebieten zwischen den Blasen. Der Stofftransport an der Wand setzt sich anteilig aus einem Transfer vom Film zur Wand sowie vom Liquid zwischen den Blasen zur Wand zusammen. Die Simulationen zeigten eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten anderer Autoren. Entsprechend der mittleren Nusselt-Zahl für den Wärmeübergang wurde die Sherwood Zahl ( $Sh$ , Verhältnis aus effektiver und rein diffusiv transportierter Stoffmenge) als dimensionslose Kenngröße des Stofftransportes betrachtet. Van Baten und Krishna stellten in [VBa05] anhand der Simulationen fest, dass die Sherwood-Zahl unabhängig von der Aufstiegs geschwindigkeit der Blasen ist. Dem entgegen wächst die Sherwood-Zahl bei steigender Blasenfrequenz (kürzere Kontaktzeit von Blase und Film), mit sinkendem Diffusionskoeffizienten der Liquidphase (länger anhaltender Konzentrationsgradient) sowie mit wachsendem Rohrinne Durchmesser (späteres Erreichen der Sättigung durch höhere Filmdicke). Die Autoren leiteten eine Korrelation für die mittlere Sherwood-Zahl her, welche sehr gut mit den experimentellen und numerischen Daten korreliert. Onea et al. [One09] erweiterten die Untersuchungen auf quadratische und rechteckige Minikanäle ( $d_H = 2\text{mm}$ ). Die Autoren stellten die Nachteile vorangegangener Simulationen ausführlich dar und entwickelten Transportgleichungen, die bisher außer Acht gelassene Phänomene berücksichtigen. Hierzu zählen diskontinuierliche Konzentrationsverteilungen an der Phasengrenzfläche

(Henry-Gesetz), deformierte Grenzflächen [Kre05b, Che09] sowie der beidseitige Massentransfer in Abhängigkeit von den Stoffübergangswiderständen beider Phasen und den Gleichgewichtskonzentrationen an der freien Oberfläche. Die Modelle wurden im eigenen TURBIT-VOF Code implementiert und für einzelne Testfälle validiert. Trotz der nur qualitativen Simulationsergebnisse führte die Arbeit zu entscheidenden Erkenntnissen. Dabei stellte sich in Übereinstimmung mit [Kre05a] der Sättigungsgrad im Film als besonders wichtige Kenngröße zur Bewertung der Simulationsdaten heraus. Bei schnell eintretenden Sättigungserscheinungen wird der Film für den Massentransport irrelevant und der Stoffaustausch findet nahezu ausschließlich an der Grenze zur kontinuierlichen Liquidphase, das heißt am Blasenkopf/-fuß, statt. Berčić und Pintar [Ber97] stellten bei gesättigten Filmen eine Unabhängigkeit der am Stofftransfer beteiligten spezifischen Phasengrenzflächen an den Blasenenden vom Kanaldurchmesser ( $d_i = 1,5 \text{ mm bis } 3,1 \text{ mm}$ ) fest. Schlussfolgernd steigt der Gas/Liquid-Massentransfer mit sinkender Kontaktzeit zwischen Blase und Film, während lange Kontaktzeiten geeignet sind, um hohe Konzentrationen in der kontinuierlichen Phase aufrecht zu erhalten. Von großer Bedeutung ist der Vergleich mit Ansys CFX, in welchem sich TURBIT-VOF und Ansys Fluent aufgrund der vorhandenen Rekonstruktionsalgorithmen für freie Oberflächen als deutlich überlegen zeigten. [Oez07] Alle genannten Literaturquellen berücksichtigen Konvektionsprozesse an der Phasengrenze, welche (aufgrund des permanenten Einlaufens von Kondensat) auch für die leicht geneigten NKPG als ausschlaggebend erachtet werden. Zur numerischen Simulation reiner Diffusionsprozesse sei die Arbeit von Hassanvand und Hashemabadi [Has11] genannt. Die Autoren untersuchten mit der einseitigen (Stefan'sches Gesetz) und der äquimolaren Diffusion zwei typisch in Gas/Liquid-Zweiphasensystemen auftretende Mechanismen. Die Modelle wurden für Testfälle validiert und zeigten eine gute Übereinstimmung mit analytischen Lösungen.

Atayilmaz und Teke [Ata09] führten mit dem Ansys Fluent Code numerische Simulationen zum Wärmeübergang an horizontalen Zylindern ( $d_a = 4,8 \text{ mm und } 9,45 \text{ mm}$ ) bei freier Konvektion durch. Den Autoren zufolge existierten bis zu diesem Zeitpunkt keine CFD Analysen für dieses Problem. Die Studie verdeutlicht, dass ein aus Hexaedern bestehendes Rechengebiet bei einfacher Geometrie genauso exakte Resultate liefern kann, wie eines mit deutlich höherer Anzahl an Tetraedern. Entsprechend der Wichtigkeit und der Komplexität der Phänomene wurde das Gitter in der Grenzschicht um den Zylinder verfeinert. Die zweidimensionalen Ergebnisse wurden unter identischen Randbedingungen mit eigenen Messdaten verglichen. Dabei wurden für die mittleren Nusselt-Zahlen bis zu 20 %

Abweichung festgestellt, die insbesondere auf die Vernachlässigung der Strahlung in den Simulationen zurückzuführen sind. Die Simulationen wurden in der Folgezeit auf weitere Materialien angewandt. [Ata10, Dem10]

Die genannten Simulationen erfolgten für konstante Stoffwerte. Eine solche Annahme kann im Vergleich zu numerischen Simulationen mit temperaturabhängigen Fluidparametern schnell zu fehlerhaften Wärmetransferkoeffizienten führen. [Jay08, Mor12, San12] Dies gilt vor allem, wenn qualitative Ergebnisse bei breiten Temperaturverteilungen gefordert werden. Eine weitere wesentliche Einschränkung der Studien ist die Vernachlässigung des Phasenüberganges, der im vorliegenden Fall eine große Rolle spielt. Nach gegenwärtigem Stand der Technik existieren nur wenige numerische Untersuchungen, welche mindestens einen dieser beiden Einflüsse berücksichtigen. Diese Forschungsarbeiten sind überwiegend auf vertikale oder horizontale Kanäle mit Innendurchmessern von wenigen Mikrometern [Fei10] oder einigen Zentimetern [Mah07, Ali10] beschränkt. Mit steigender Komplexität werden die numerischen Simulationen oft stationär und eindimensional betrachtet. So untersuchten Hung und Tio [Hun12] den Einfluss der Neigung auf den Wärmeübergang in partiell beheizten, dreieckigen Mikrokanälen ( $d_H = 0,6 \text{ mm}$ ). Das Modell berücksichtigt Phasenübergänge, die axiale Wärmeleitung, Oberflächenspannung sowie Kontaktwinkel und veranschaulicht die Auswirkungen der Neigung auf die Wärmetransportleistung sowie temperaturbedingte Zirkulationsströmungen. Sun et al. [Sun12] stellten in einer aktuellen Studie fest, dass im Ansys CFD-Code Fluent kein geeignetes Modell für den Gas/Liquid-Phasenwechsel implementiert ist. Den Autoren zufolge existieren Methoden zur akkuraten Simulation von Kondensations- und Siedeproblemen [Wel00, Guo11]. Diese setzen jedoch komplizierte Lösungsprozesse sowie eine exakte Kenntnis der Topologie und Position der Phasengrenze voraus. Eine Anpassung der Modelle auf Ansys Fluent ist demzufolge nur mit hohem Aufwand realisierbar. Die Problematik verschärft sich für Ansys CFX, welches per se keine Rekonstruktionsalgorithmen für freie Oberflächen beinhaltet. [Gla08] Sun et al. schlugen ein Ansys Fluent Modell für den Dampf/Liquid Phasenübergang vor, welches voraussetzt, dass sich eine Phase im ungesättigten (überhitzten/unterkühlten) Zustand und die zweite im Sättigungszustand (bei Sättigungstemperatur) befindet. Die Gleichung wurde als benutzerdefinierte Funktion (User Defined Function, UDF) in Fluent programmiert und mit guter Übereinstimmung an typischen ein- und zweidimensionalen Testfällen verifiziert. Die Modellierung erfolgte unter Einbezug eines in Fluent implementierten Grenzflächen-Rekonstruktionsalgorithmus.

### 2.3 Schlussfolgerungen aus der Analyse des Standes von Wissenschaft und Technik

Die im Nullkammerpegelgefäß auftretenden Temperaturschwankungen konnten bisher nur annähernd phänomenologisch erklärt werden. [Ipm05] Die Auswertung des Standes von Wissenschaft und Technik verdeutlicht die Komplexität der auftretenden Phänomene und ihrer Wechselwirkungen. Einige potentielle Einflussgrößen auf die Lage, Topologie und Stabilität der Gas/Liquid-Phasengrenzflächen werden noch immer kontrovers diskutiert.

Für die Industrie und Wissenschaft (Wärmeübertragungs-/Kraftwerks-/Verfahrenstechnik) sind Gas/Liquid-Zweiphasenströmungen von herausragender Bedeutung. Basierend auf der Prozessführung werden Interaktionen zwischen den Phasen genutzt, um ein gewünschtes Wärme- und Stoffübertragungsverhalten zu erreichen. Da die höchste Effektivität in der Regel in miniaturisierten, konvektiv durchströmten Systemen erreicht wird (Steigerung der spezifischen Übertragerfläche und der Transferraten), sind die in der Literatur aufgeführten theoretischen, experimentellen und numerischen Untersuchungen meist auf derartige Fälle beschränkt. Der Betrachtung (quasi-)stationärer Phasengrenzen kommt bislang nur eine untergeordnete Bedeutung zu.

Es sind gegenwärtig keine Studien bekannt, welche Gas/Liquid-Grenzflächen bei NKPG-relevanten Bedingungen betrachten. Die theoretischen und numerischen Ansätze basieren im Allgemeinen auf vereinfachenden Annahmen, die zur Verringerung der Komplexität erforderlich, jedoch nicht ohne weiteres auf das vorliegende Problem übertragbar sind. Die experimentelle Untersuchung wird erschwert durch die Sensibilität der freien Oberfläche gegenüber mechanischen Einflüssen sowie die hohen Prozessparameter, welche den Einsatz konventioneller Messverfahren verweigern. Obwohl Röntgenmessverfahren bereits erfolgreich für Zweiphasenströmungen angewandt werden, verdeutlichen Studien bei unterschiedlichsten Bedingungen die Problematik, auf die Realisierbarkeit in NKPG zu schließen. Verantwortlich ist eine Vielzahl von Faktoren, unter denen die Fluidichten, die Beschaffenheit des Rohres sowie die Kenndaten der Röntgenanlage eine gewichtige Rolle spielen. Diese Parameter müssen im Kontext mit der Zielstellung der Versuche betrachtet werden, um die Machbarkeit interpretieren zu können. Eine vergleichbare Studie zur hochauflösenden Messung von Wasser/Dampf-Grenzflächen mittels Röntgenstrahlung unter NKPG-relevanten Bedingungen (9 mm Innendurchmesser; 1,5 mm Wanddicke; korrosionsbeständiger Stahl) existiert derzeit ebenfalls nicht.

### **3 Zielstellung und Abgrenzung der Arbeit**

Zur Erklärung der in Kapitel 2 beschriebenen Phänomene besteht das Ziel der Arbeit in einer umfassenden Untersuchung der physikalischen Übergangsprozesse in SWR-NKPG und an ihrer Einbindung an das Standrohr. Zur qualitativen und quantitativen Beschreibung der Grenzfläche dienen Experimente und numerische Simulationen mit dreidimensionalen Strömungscodes. Aufgrund der hohen Komplexität der Problemstellung wird die globale Zielstellung in zwei Teilzielstellungen untergliedert.

#### Vereinfachte Untersuchungen bei Umgebungsbedingungen:

Basierend auf theoretischen und experimentellen Analysen werden die grundlegenden Einflussfaktoren auf die Grenzflächenausbildung erarbeitet. Dabei werden vereinfachend sämtliche Wärme- und Stoffübergangsprozesse vernachlässigt. Die Untersuchungen finden bei Umgebungsparametern statt und setzen konstante Stoffdaten voraus. Als Ergebnis wird die Sensitivität der (quasi-)stationären, freien Liquidoberfläche gegenüber geometrischen (Rohrinnendurchmesser, Neigungswinkel) und stoffspezifischen (Oberflächenspannung, Viskosität, Dichte, Kontaktwinkel) Parametern beschrieben. Die Betrachtung wird durch die gezielte Aufprägung von Massenströmen auf dynamische Vorgänge erweitert. Auf diese Weise kann das Ausschleusen von überschüssigem Liquid am freien Rohrende mit und ohne Schweißnaht charakterisiert werden. Die generierte Wissens- und Datenbasis dient der Parametrierung sowie einer grundlegenden Überprüfung und Bewertung der im kommerziellen CFD-Code Ansys CFX 14 implementierten Teilmodelle zur Beschreibung der Grenzflächenausbildung. Aus dem Vergleich von Experiment und Simulation werden schlussfolgernd Konfigurationen abgeleitet, unter denen das Zweiphasengebiet mit der größtmöglichen Realitätsnähe ("Best-Estimate-Simulation") modelliert werden kann.

#### Untersuchungen bei Siedewasserreaktorparametern:

Zur Beschreibung der in NKPG auftretenden physikalischen Einzelphänomene und ihrer Wechselwirkungen sind Untersuchungen bei Siedewasserreaktor-Parametern unerlässlich. Diese Forderung wird durch einen Versuchsstand umgesetzt, welcher die hydrostatische Füllstandmessung mit NKPG an einem Standrohr-Modell nachbildet. An diesem sollen durch Modifikation der Heizungsregler-Parameter betriebstypische Druckschwankungen in Siedewasserreaktoren berücksichtigt werden. Als Referenz dienen Messdaten aus dem stationären Leistungsbetrieb des KKB. Experimente mit dieser Konfiguration erlauben Beschreibungen der Einzeleffekte sowie geschlossene Betrachtungen des Gesamtsystems bei realitätsnahen Bedingungen. Hierbei werden zwei neuartige, vollständig nichtinvasive

Messprinzipien qualifiziert und angewandt. Die Röntgenradiografie ermöglicht eine hochauflösende, quantitative Visualisierung der Wasser/Dampf-Phasengrenzfläche bei vergleichsweise hohen Wanddicken. Für schnelle, qualitative Untersuchungen ist die Infrarot-Thermografie besser geeignet. Obwohl das Verfahren lediglich anhand von Oberflächentemperaturen auf die Außenkonturen der freien Oberfläche schließen lässt, sind die dynamische Änderungen der Grenzflächenlage und die damit verbundenen Temperaturpulsationen detektierbar. Vor diesem Hintergrund ergibt sich auch für die zukünftige Kraftwerks-Messtechnik ein breites Einsatzpotential. Beide Verfahren fanden für die Anwendung in SWR-NKPG bisher keine Berücksichtigung. Die Ergebnisse der Röntgenradiografie werden genutzt, um das Thermografie-Messverfahren zu validieren und die in Ansys CFX 14 implementierten Teilmodelle einschließlich der Optimierungen aus dem ersten Arbeitsschritt zu überprüfen. Im CFD-Code werden nunmehr der Wärme- und Stoffaustausch mit Phasenübergang berücksichtigt. Die Thermografie-Messdaten dienen der Identifikation von möglichen Ursachen für die im KKB-NKPG beobachteten Temperaturpulsationen und die damit verbundenen dynamischen Änderungen der Lage des Referenzpegels. Ihre Auswirkungen auf das Messsystem werden diskutiert und hinsichtlich potentieller Fehlmessungen des Differenzdruckes, respektive des Füllstandes, bewertet.

Die Arbeit liefert somit einen Beitrag zur Überführung innovativer Messverfahren sowie aktueller Methoden der Modellierung und Simulation in thematische Schwerpunkte der Reaktorsicherheitsforschung. Die Kenntnis der in NKPG auftretenden Phänomene, ihrer Ursachen, Wechselwirkungen und der Rückwirkung auf die Füllstandsmessung sind für die Sicherheit von Siedewasserreaktoren von enormer Bedeutung. Die Qualifizierung bislang unberücksichtigter, nichtinvasiver Messprinzipien kann die sicherheitstechnische Bewertung und Schadensvorsorge entscheidend verbessern, da insbesondere durch die Thermografie Radiolysegase in kalten Anschlussleitungen bei geringem messtechnischem Aufwand detektierbar sind. Ferner tragen die experimentell validierten Teilmodelle der CFD-Simulationsprogramme zum Abbau der Unsicherheiten heutiger Näherungen bei der Beschreibung mehrdimensionaler Strömungsvorgänge bei.

Den grundlegenden Aufbau der Arbeit und die Herangehensweise zur Erfüllung ihrer Ziele veranschaulicht Abbildung 6. Da die durchgeführten Experimente sehr unterschiedliche Merkmale aufweisen, ist ein zusammenfassender Überblick in Abbildung 7 enthalten.

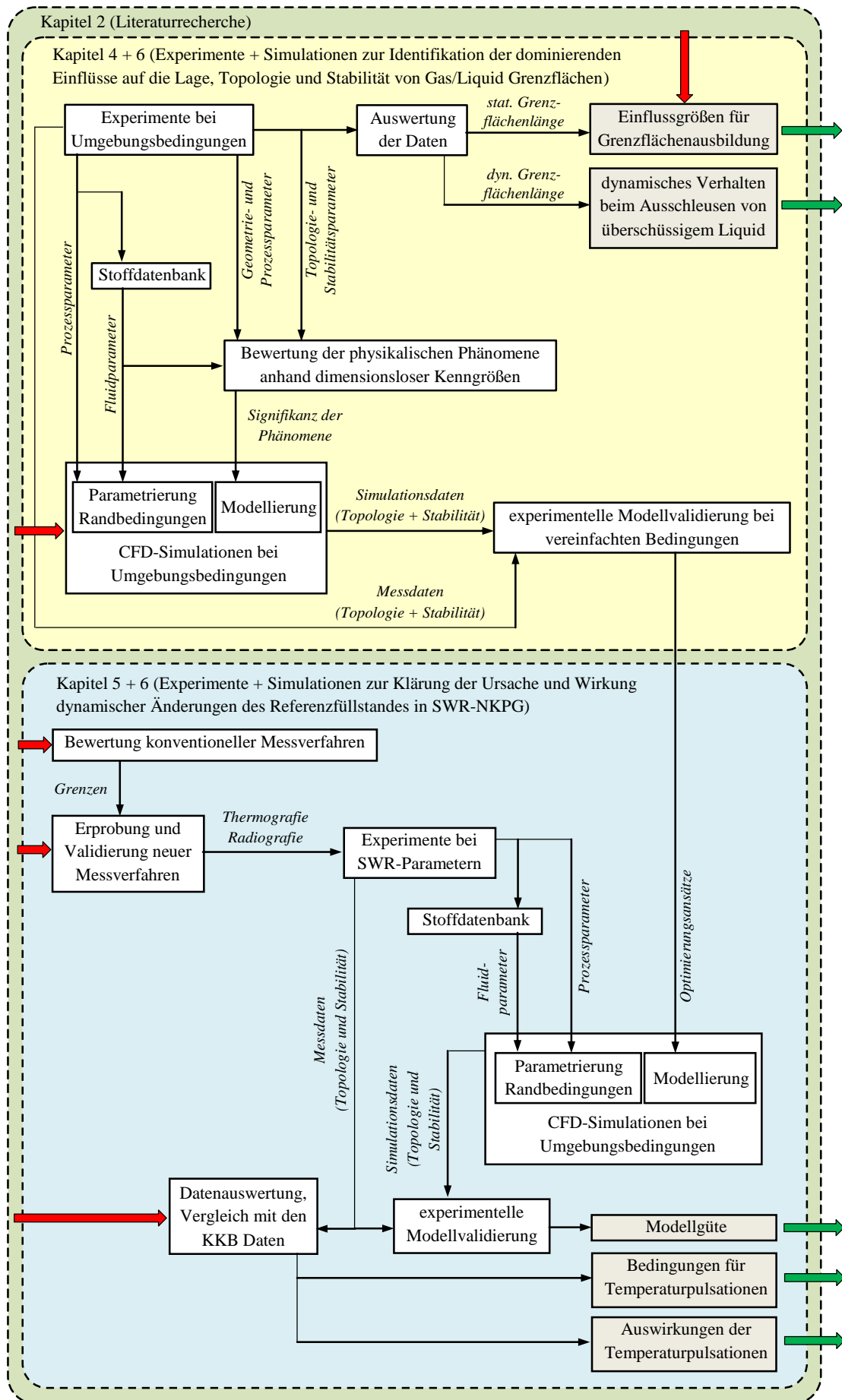



Abbildung 6: Aufbau der Arbeit

<b>Randbedingungen</b>	<b>Versuche bei Umgebungsparametern (<math>T = 20\text{ °C}</math>, <math>p = 1\text{ bar}</math>)</b>  stationär und dynamisch	<b>Versuche bei SWR-Parametern (<math>T = 286\text{ °C}</math>, <math>p = 70\text{ bar}</math>)</b> ideale Bedingungen (ungestörte Geometrie und Prozessführung) quasi-stationär und dynamisch	<b>Versuche bei SWR-Parametern (<math>T = 286\text{ °C}</math>, <math>p = 70\text{ bar}</math>)</b> nichtideale Bedingungen (Störung der Geometrie/Prozessführung) dynamisch
<b>Ziele</b>	grundlegende Topologie und Stabilität der Phasengrenze dominante und vernachlässigbare physikalische Phänomene Datenbasis zur Validierung des CFD-Codes	Topologie und Stabilität der Phasengrenze bei Realparametern Datenbasis zur Validierung des CFD-Codes	Dynamik der Phasengrenzfläche bei Übergangsprozessen Ursachen und Auswirkungen von Temperaturpulsationen Datenbasis zur Validierung des CFD-Codes
<b>Messprinzip</b>	optische Messtechnik	Röntgenradiografie	Infrarot-Thermografie
<b>Auswertung</b>	bildbasiert	bildbasiert	bild- und datenbasiert
<b>Ergebnisse</b>	stationäre Grenzflächenlänge $L_{i,stat} = f(d_p, \alpha)$ dynamische Grenzflächenlänge $L_{i,dyn} = f(d_p, \alpha, \dot{m}, s)$ dimensionslose Kenngrößen $Bo, We, Ca, Fr, Re = f(d_p, \alpha, \dot{m})$ → globale Parameter	stationäre Topologie-Parameter der Phasengrenze $x, y = f(d_p, \alpha)$  → globale Parameter	dynamische Topologie-Parameter der Phasengrenze $x, y = f(d_p, \alpha)$ Dynamikparameter $\Delta h$ und $\Delta T_A$ als Funktion der Störgröße  → globale und lokale Parameter
			Komplexität Realitätsnähe

**Abbildung 7: Klassifizierung der in der Arbeit durchgeführten Versuche**

Als Alleinstellungsmerkmale der Promotionsarbeit sind insbesondere hervorzuheben:

1. Qualifizierung der Röntgen- und Infrarot-Messtechnik zur nichtinvasiven Messung von Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen in dünnen, leicht geneigten Rohrleitungen bei Siedewasserreaktor-Parametern.
2. Identifizierung der Ursachen von Temperaturpulsationen im geneigten Abschnitt von Nullkammerpegelgefäßen, welche bei der hydrostatischen Füllstandsmessung in Siedewasserreaktoren festgestellt worden sind.
3. Validierung des CFD-Codes Ansys CFX 14, um Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen in Nullkammerpegelgefäßen von Siedewasserreaktoren numerisch zu simulieren.



## 4 Experimentelle Untersuchung der Topologie und Stabilität von Gas/Liquid-Phasengrenzen bei Umgebungsparametern

### 4.1 Zielstellung der Versuche

Das Verhalten von Zweiphasenströmungen in engen Kanälen unterscheidet sich signifikant von dem der makroskopischen Skala. Ursache für diese Diskrepanz sind konkurrierende physikalische Phänomene, deren Ausprägung (unter der Annahme identischer Stoffwerte) insbesondere durch den Innendurchmesser sowie die Orientierung des Rohres bestimmt wird. So gewinnen die Oberflächenspannung und die Viskosität gegenüber den Trägheits- und Gravitationskräften mit der Miniaturisierung zunehmend an Bedeutung. [Kre05a] Studien am Stoffsystem Wasser/Luft haben gezeigt, dass die Oberflächenspannungskräfte in Minikanälen ( $d_i \leq 10$  mm) nicht vernachlässigbar sind und die Strömungen bei weiterer Reduktion der Innendurchmesser ( $d_i \leq 5$  mm) dominieren. [Fuk93, Col99, Tri99, Che02] Da eine solche Klassifizierung nicht von den Fluidparametern, respektive Prozessdaten, losgelöst ist, besteht das Ziel der ersten Experimentierkampagne in der Untersuchung der stationären Topologie von Gas/Liquid-Phasengrenzen bei unterschiedlichen Geometrien und Stoffdaten.

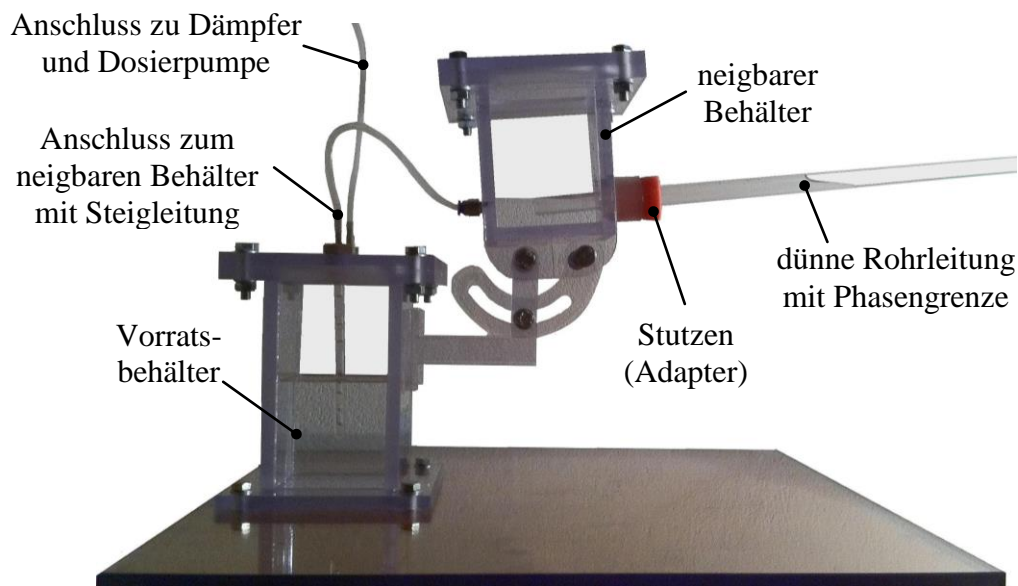
Als Auslöser für die im KKB-NKPG beobachteten Temperaturpulsationen wurde ein diskontinuierliches Ausschleusen von überschüssigem Kondensat postuliert. [Ipm05] Zur Überprüfung dieser phänomenologisch formulierten Hypothese werden die Versuche um eine dynamische Analyse der Grenzflächenstabilität erweitert. Anhand der Experimente wird für verschiedene geometrische Konfigurationen geschlussfolgert, ob ein periodisches oder ein kontinuierliches Abtropfen am freien Ende der Rohrleitung zu erwarten ist.

Ausgangspunkt der Betrachtungen im vorliegenden Kapitel ist die Vernachlässigung der im realen System auftretenden Wärme- und Stoffübergangsprozesse. Die Untersuchungen zur Bestimmung der Topologie und Stabilität von Gas/Liquid-Phasengrenzflächen finden bei Umgebungsparametern statt. Dabei können die Stoffdaten aufgrund der insignifikanten Druck- und Temperaturunterschiede zwischen den Experimenten als konstant betrachtet werden. Eine solche schrittweise Analyse wird aufgrund der zahlreichen Einflussfaktoren und ihrer komplexen Wechselwirkungen als zweckmäßig erachtet. Ein enormer Vorteil ist durch die Anwendbarkeit optischer Messverfahren bei einfachen Versuchsbedingungen gegeben, wodurch Variationen einzelner Größen mit überschaubarem Aufwand realisierbar sind. Die Daten bilden die Grundlage der Parametrierung sowie erster experimenteller Validierungen der in Ansys CFX 14 implementierten Modelle (Kapitel 6).

## 4.2 Aufbau und Durchführung der Experimente zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Gas/Liquid-Phasengrenzen bei Umgebungsparametern

### 4.2.1 Versuchsaufbau

Abbildung 8 zeigt den Versuchsstand für experimentelle Untersuchungen an Gas/Liquid-Phasengrenzflächen bei Umgebungsbedingungen. Der Aufbau besteht aus einem neigbaren Behälter, welcher mithilfe einer drehzahlgeregelten Dosierpumpe<sup>3</sup> gefüllt werden kann. Zur Gewährleistung konstanter Massenströme wird die Nenndrehzahl der Pumpe durch ein Einheitssignal (4...20 mA) skaliert. Da die Schlauchpumpe betriebsbedingte Pulsationen verursacht, wird zur Stabilisierung der Strömung ein Pulsationsdämpfer<sup>4</sup> nachgeschaltet.



**Abbildung 8: Versuchsaufbau „Dünne Rohrleitung II“ [Sch11, Sch12, Sch13]**

Die Konstruktion bietet zwei Optionen zur Befüllung des neigbaren Behälters. Bei der indirekten Variante wird dem Ausgang des Dämpfers ein geschlossener Vorratsbehälter mit dünner Steigleitung nachgeschaltet. Die Pumpe fördert zur Minimierung der Druckstöße Luft, wobei der neigbare Behälter durch das Bestreben eines Druckausgleiches über die Steigleitung mit Flüssigkeit gefüllt wird. Die direkte Variante sieht eine unmittelbare Kopplung von Dämpferausgang und neigbarem Behälter vor, bei der die Pumpe Flüssigkeit fördert. Sie wird bevorzugt, da der Volumenstrom nicht vom verbleibenden Füllstand im Vorratsbehälter abhängig ist. Zudem eliminiert der Dämpfer nach Herstellerangaben die von der Pumpe ausgehenden Druckpulsationen nahezu vollständig (um mindestens 90%).

<sup>3</sup> Schlauchdosierpumpe Concept 420i (Herbert Saier GmbH)

<sup>4</sup> Membran-Pulsationsdämpfer FPD 1.10 KPZ (KNF Neuberger GmbH)

Da belastbare Messdaten einen konstanten Oberflächenspannungskoeffizienten erfordern, wird die Temperatur der Flüssigkeit und der Umgebung mit Thermoelementen (Typ K) überwacht. Die dünnen Rohre als Untersuchungsobjekt werden über Stützen am neigbaren Behälter befestigt. Die Anfertigung mehrerer Stützen mit unterschiedlicher Innenbohrung ermöglicht Variationen des Rohrendurchmessers (Toleranz  $\pm 0,4$  mm). Zur Messung der Orientierung der Rohre dient ein digitaler Neigungssensor<sup>5</sup> (Messfehler  $\pm 0,1$  °).

Das für alle Komponenten eingesetzte transparente Polycarbonat ist für die Anwendung optischer Messverfahren hervorragend geeignet. Zur deutlicheren Trennung der Phasen wird mithilfe einer zusätzlichen Hintergrundbeleuchtung eine Schattenaufnahme [Rog08] erzeugt. Die Phasengrenzfläche wird von einer Kamera (0,9 Megapixel Auflösung) erfasst. In Abhängigkeit von der Zielstellung des Experimentes werden die Einzelbilder (stationär) oder Videosequenzen (dynamisch) anschließend mithilfe der DBV ausgewertet.

#### 4.2.2 Durchführung der Versuche zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Gas/Liquid-Phasengrenzen bei Umgebungsparametern

##### 4.2.2.1 Stationäre Betrachtung zur Untersuchung der Grenzflächentopologie

Die Zielstellung der Experimente sieht neben Variationen der geometrischen Parameter die Untersuchung unterschiedlicher Stoffwerte vor. Zur Erfüllung dieser Anforderung werden die stationären Gas/Liquid-Phasengrenzflächen zweier unterschiedlicher Fluidpaarungen analysiert. Tabelle 9 veranschaulicht, dass Ethanol/Luft die Oberflächenspannung und Dichte von Wasser/Dampf bei SWR-Parametern in guter Näherung repräsentieren kann.

		<b>Wasser/Dampf 286 °C / 70 bar</b>	<b>Ethanol/Luft 25 °C / 1 bar</b>	<b>Wasser/Luft 25 °C / 1 bar</b>
Liquid-Dichte	$\rho_L$ [kg/m <sup>3</sup> ]	739,4	785,5	997,1
Gas-Dichte	$\rho_G$ [kg/m <sup>3</sup> ]	36,6	1,17	1,17
kinematische Liquid-Viskosität	$\nu_L$ [10 <sup>-8</sup> m <sup>2</sup> /s]	12,3	138,1	89,3
Oberflächen- spannung	$\sigma$ [10 <sup>-3</sup> N/m]	17,6	21,8	72,0

**Tabelle 9: Stoffwerte<sup>6</sup> im Experiment und für Wasser bei SWR-Parametern**

<sup>5</sup> 360° Neigungssensor Bevel Box (ELV Elektronik AG)

<sup>6</sup> Berechnet mit REFPROP, Version 8.0 (National Institute of Standards and Technology, NIST)

Den erheblichen Diskrepanzen der kinematischen Liquid-Viskosität wird im stationären Fall eine (gegenüber der Oberflächenspannung) untergeordnete Bedeutung zugeschrieben. Eine solche Annahme erscheint unter Berücksichtigung bisheriger wissenschaftlicher Arbeiten als gerechtfertigt und soll nachfolgend kurz begründet werden. Bei stationärer Betrachtung beeinflusst die Viskosität nach Habenicht [Hab08] die Wirkung der von der Rohrwand ausgehenden Adhäsionskräfte. Ist die Viskosität ausreichend hoch, können Luftporen in den rauheitsbedingten Unebenheiten der Rohrwand verbleiben. Sie verhindern, dass sich Liquidmoleküle den Bereichen nähern, in denen die vom Feststoff ausgehenden Adhäsionskräfte vorhanden sind. Eine solche heterogene Benetzung wird auch als Cassie-Baxter-Regime bezeichnet. [Moc04, Vdw06] Die in SWR vorherrschenden Bedingungen lassen auf eine homogene Benetzung (Wenzel-Regime) schließen, welche durch den Druck [Cal05, Rya08], Kondensationsprozesse [Laf03] sowie auch die geringe Viskosität des Wassers begünstigt wird. Experimentelle Studien belegen, dass an liegenden Wasser/Ethanol Tropfen ein Übergang zum Wenzel-Regime durch Erhöhung der Ethanol-Konzentration erreichbar ist. [Han12] Aufgrund des ausgeprägten Benetzungsverhaltens und der Tatsache, dass die Innenwände der Polycarbonat-Rohre aus fertigungstechnischer Sicht nur geringe Rauigkeiten aufweisen, wird auch in den stationären Experimenten mit Ethanol von einer homogenen Benetzung ausgegangen. Das Fluidpaar Wasser/Luft mit einer mehr als dreifach höheren Oberflächenspannung wird zum Vergleich herangezogen.

Die Experimente decken Rohrdurchmesser von 7 mm bis 11 mm und Neigungswinkel von  $1^\circ$  bis  $8^\circ$  ab. Um den Einfluss beider Parameter auf die Grenzflächentopologie separat beurteilen zu können, wurden alle möglichen Kombinationen in einer vollfaktoriellen Versuchsmatrix<sup>7</sup> untersucht. Dabei können Abweichungen bei der Einstellung der Neigung zu Fehlern führen, welche bei hohen Rohrdurchmessern respektive geringen Oberflächenspannungen an Bedeutung gewinnen. Weil auch lokale geometrische Unregelmäßigkeiten oder Verunreinigungen der Rohrwand die Phasengrenzfläche beeinflussen können, wurde jedes Experiment an vier unterschiedlichen Positionen im Untersuchungsobjekt durchgeführt. Hierfür wurden die anfangs trockenen Rohre zunächst am neigbaren Behälter montiert, ausgerichtet und bis zur gewünschten Grenzflächenlage mit dem jeweiligen Liquid befüllt. Nach Abklingen der Übergangsvorgänge (10 Minuten Zeitdifferenz zum Abschalten der Pumpe) wurde die Phasengrenze von der Kamera erfasst sowie die Liquid- und Umgebungstemperatur protokolliert.

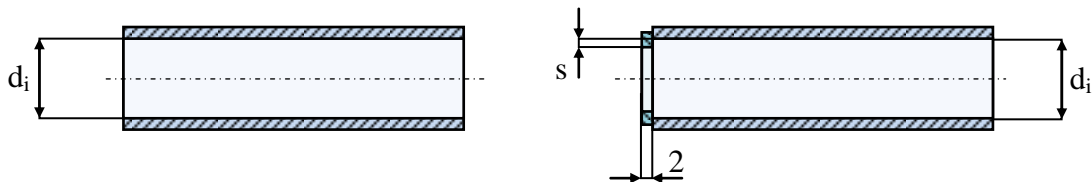
---

<sup>7</sup> Die vollständigen Versuchsmatrizen enthalten die Anhänge A4.1 (Ethanol/Luft) sowie A4.2 (Wasser/Luft).

#### 4.2.2.2 Dynamische Betrachtung zur Untersuchung der Grenzflächenstabilität

Das dynamische Verhalten von Gas/Liquid-Grenzflächen in dünnen, geneigten Rohren bei Umgebungsbedingungen wird ausschließlich am Fluidpaar Ethanol/Luft untersucht. Zudem erfolgt eine Reduzierung des Wertebereiches für den Rohrinnendurchmesser auf 7 mm bis 11 mm sowie des Neigungswinkels auf  $2^\circ$  und  $4^\circ$ . Diese Einschränkung auf NKPG-nahe Geometrie- und Stoffparameter wurde getroffen, weil die Komplexität der Problemstellung aufgrund zweier weiterer variabler Parameter steigt.

Da die Dynamik der Grenzfläche eine Abhängigkeit von der Ausbreitungsgeschwindigkeit erwarten lässt, wird der Pumpen-Volumenstrom  $\dot{V}$  im Bereich von 4 ml/min bis 8 ml/min variiert. Ein weiterer Untersuchungsgegenstand ist die Grenzflächenstabilität (dynamisches Abtropfen von überschüssigem Liquid) am freien Rohrende. Die Betrachtung wird für zwei Beispiele auf geometrische Übergänge erweitert, welche nachfolgend als "künstliche Schweißnähte" bezeichnet sind. Sie beschreiben Störstellen, die durch das konzentrische Verkleben des Rohres mit einer Polycarbonat-Scheibe von geringerem Innendurchmesser entstehen (Abbildung 9). Die künstlichen Schweißnähte gewährleisten aufgrund ihrer scharfkantigen Gestalt sowie der definierten Breite vergleichbare Versuchsbedingungen für alle Rohre. Die zwischen 0,5 mm und 1 mm variierte Schweißnahthöhe  $s$  komplettiert die teilfaktorielle Versuchsmatrix.<sup>8</sup>



**Abbildung 9: Schema des freien Rohrendes (links) und der künstlichen Schweißnaht (rechts). Die Anbindung zum neigbaren Behälter befindet sich jeweils auf der rechten Seite des Rohres**

Voraussetzung der Experimente ist eine anfangs trockene Rohleitung. Diese wird nach der Montage am neigbaren Behälter und der Winkelausrichtung durch die Dosierpumpe mit einem konstanten Volumenstrom befüllt. Nach Einstellen einer gleichmäßigen Strömung in der Testsektion beginnt die Messung durch Aufzeichnung einer Videosequenz. Jede Versuchsreihe berücksichtigt die Dynamik der voranschreitenden Phasengrenzfläche im Rohr, das Abtropfen am freien Rohrende/an der künstlichen Schweißnaht sowie eine

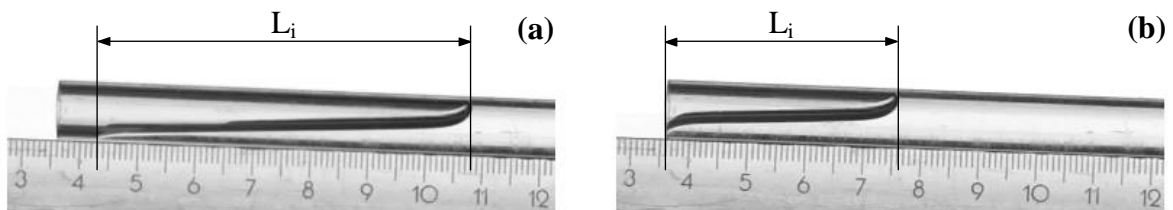
<sup>8</sup> Die vollständige Versuchsmatrix enthält Anhang A4.3.

Nachlaufzeit zur Feststellung möglicher weiterer Abtropfvorgänge. Während der gesamten Messdauer wird die Temperatur des Ethanols und der Umgebung aufgezeichnet. Anhand der Daten soll die Annahme eines diskontinuierlichen Ausschleusens von Kondensat aus NKPG [Ipm05] unter vereinfachten Bedingungen überprüft werden.

### 4.3 Ergebnisse der Versuche zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Gas/Liquid-Phasengrenzen bei Umgebungsparametern

#### 4.3.1 Stationäre Betrachtung zur Untersuchung der Grenzflächentopologie

Als repräsentativer Parameter zur Charakterisierung der gemessenen Phasengrenzflächen-Topologien dient die projizierte Grenzflächenlänge  $L_i$ . Diese beschreibt den Abstand von Beginn und Ende der freien Gas/Liquid-Oberfläche (Abbildung 10). Die im stationären Fall konstante Messgröße unterliegt bei der dynamischen Betrachtung zeitlichen Änderungen, welche insbesondere am Ende des Rohres (mit oder ohne einer künstlichen Schweißnaht) feststellbar sind.



**Abbildung 10: Definition der projizierten Grenzflächenlänge  $L_i$  (a) in der geneigten, dünnen Rohrleitung (b) am Ende des Rohres [Sch12, Sch13]**

Anhand von  $L_i$  wird im vorliegenden Kapitel der grundlegende Einfluss geometrischer und stoffspezifischer Parameter auf die Grenzflächenausbildung in dünnen, geneigten Rohren diskutiert. Da die Topologie der freien Oberfläche signifikant vom Rohrrinnendurchmesser abhängig ist und die Fertigungstoleranzen im Bereich einiger Zehntel-Millimeter liegen, ist dessen möglichst exakte Kenntnis von hoher Bedeutung. Zu diesem Zweck wurde jedes Versuchsrohr im Vorfeld drei Mal vollständig mit Wasser gefüllt. Aus der bekannten Masse ( $m_L$ ) und Dichte ( $\rho_L$ ) des Wassers<sup>9</sup> sowie der Rohrlänge ( $L$ ) kann der tatsächliche Innendurchmesser  $d_i^*$  mithilfe von Gleichung (4-1) rechnerisch bestimmt werden.

$$d_i^* = \sqrt{\frac{4 \cdot m_L}{\pi \cdot \rho_L \cdot L}} \quad (4-1)$$

<sup>9</sup> Gemessen mit XS205 DualRange Analysenwaage und kalibriertem Dichtebestimmungsset (Mettler Toledo)

Tabelle 10 zeigt die auf zwei Nachkommastellen gerundeten Innendurchmesser, welche die Grundlage der Datenanalyse bilden. Aus Gründen der Übersichtlichkeit beziehen sich die Textpassagen der Auswertungen weiterhin auf den Nennwert.

Nennwert $d_i$ [mm]	Tatsächlicher Wert $d_i^*$ [mm]			
	Messung 1	Messung 2	Messung 3	Mittelwert
7	7,12	7,14	7,12	7,13
9	9,38	9,35	9,35	9,36
10	10,10	10,09	10,12	10,10
11	11,27	11,34	11,28	11,30

**Tabelle 10: Tatsächliche Innendurchmesser der Polycarbonat-Rohre**

Abbildung 11 veranschaulicht den Einfluss des Neigungswinkels (a) sowie des Rohrrinnendurchmessers (b) auf die projizierte Grenzflächenlänge  $L_i$  für das Fluidpaar Ethanol/Luft bei Umgebungsbedingungen.<sup>10</sup> Alle Datenpunkte einer Messreihe sind durch diejenigen Trendlinien miteinander verbunden, welche die höchste Übereinstimmung lieferten.

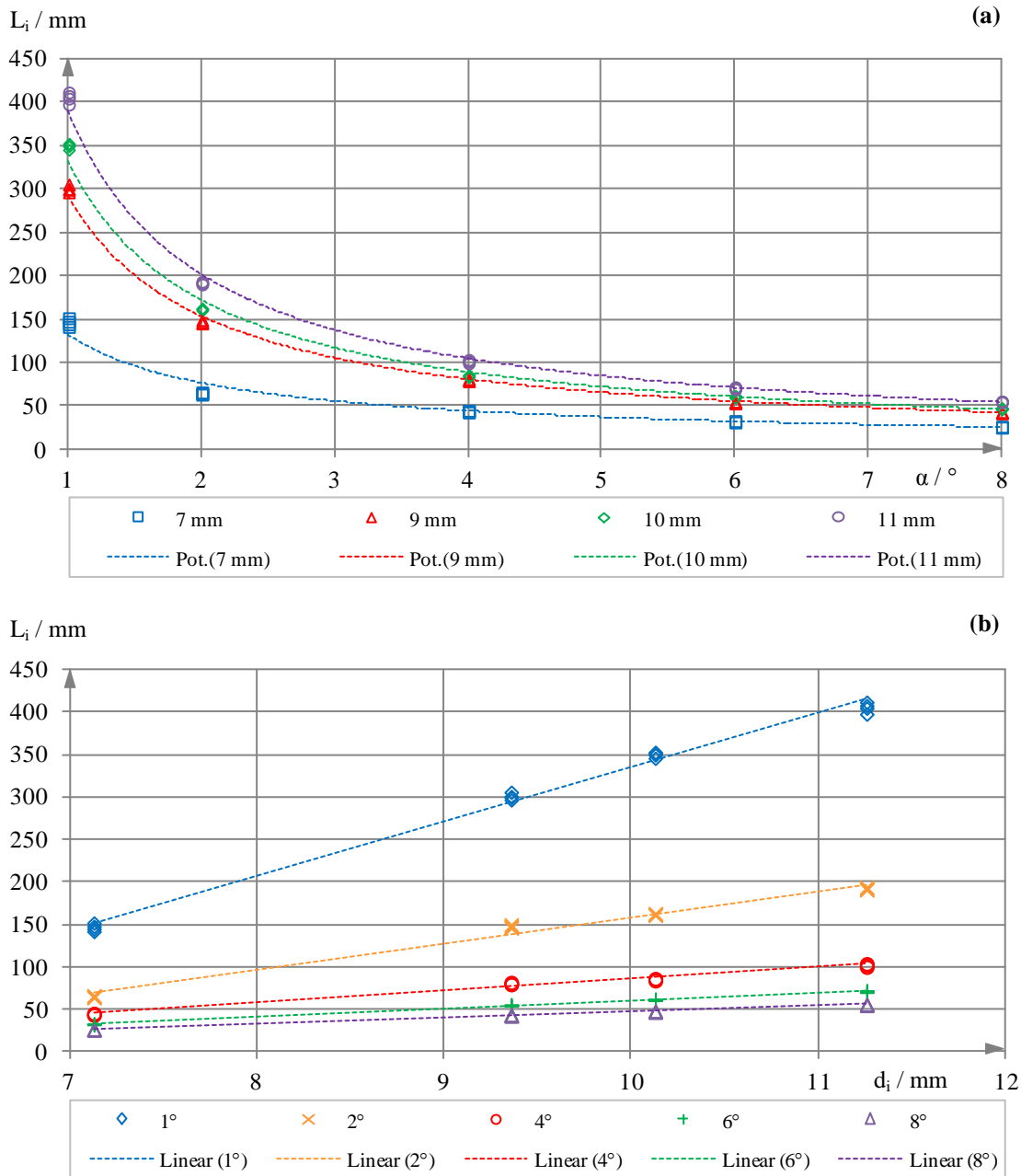
Bei Betrachtung konstanter Rohrrinnendurchmesser ist eine stark nichtlineare Abhängigkeit der Grenzflächentopologie vom Neigungswinkel feststellbar. Der Einfluss der Orientierung nimmt bei der Annäherung zur horizontalen Lage drastisch zu und zeigt erst für große Neigungswinkel eine näherungsweise lineare Abhängigkeit. Die Regressionsgleichungen vom Charakter einer Potenzfunktion nach (4-2) zeigen eine hohe Übereinstimmung mit den Messdaten (Bestimmtheitsmaß  $R^2 = 0,983 \dots 0,999$ ). Insbesondere für  $d_i > 7$  mm wird eine nahezu ideale Approximation der Messpunkte durch die Funktion erreicht.

$$L_i = C_1 \cdot \alpha^{-C_2} \Big|_{d_i=const.} \quad (4-2)$$

Für fixierte Neigungswinkel ist eine lineare Abhängigkeit der Grenzflächenlänge vom Rohrrinnendurchmesser feststellbar. Die Regressionsgeraden entsprechen der Struktur aus Gleichung (4-3) in sehr guter Näherung ( $R^2 = 0,985 \dots 0,996$ ) und verlaufen mit sinkendem Neigungswinkel steiler.

$$L_i = C_1 \cdot d_i - C_2 \Big|_{\alpha=const} \quad (4-3)$$

<sup>10</sup> Alle relevanten Versuchsdaten sind in Anlage A4.1 enthalten.



**Abbildung 11: Projizierte Grenzflächenlänge  $L_i$  für Ethanol/Luft bei Variation des (a) Neigungswinkels  $\alpha$  und (b) Rohrrinnendurchmessers  $d_i$**

Um den Einfluss der geometrischen Parameter bewerten zu können, wird die Änderung der Grenzflächenlänge von  $L_{i1}$  zu  $L_{i2}$  für folgende Fälle analysiert:

- Erhöhung des Innendurchmessers von  $d_{i1}$  auf den nächsthöheren Wert  $d_{i2}$
- Verringerung des Neigungswinkels von  $\alpha_1$  auf den nächstkleineren Wert  $\alpha_2$

Als Datenreferenz dienen die Mittelwerte der jeweils vier gemessenen Grenzflächenlängen einer Versuchsreihe. Tabelle 11 vergleicht die Verhältnisse  $d_{i2} / d_{i1}$  sowie  $\alpha_2 / \alpha_1$  mit  $L_{i2} / L_{i1}$  und stellt den Betrag der relativen Abweichung prozentual dar. Ein Skalierungseffekt gilt als überproportional, wenn die Abweichung mehr als 10 % beträgt (rot hervorgehoben).



$L_{i2}/L_{i1}$		(a) Einfluss des Innendurchmessers			$L_{i2}/L_{i1}$		(b) Einfluss der Neigung			
		$d_{i2} / d_{i1}$					$d_i$ [mm]			
		9,36/7,13 = 1,313	10,13/9,36 = 1,082	11,26/10,13 = 1,112			7,13	9,36	10,13	11,26
$\alpha$ [°]	1	2,051 (56 %)	1,164 (8 %)	1,158 (4 %)	$\alpha_2 / \alpha_1$	1/2 = 0,5	0,444 (11 %)	0,491 (2 %)	0,463 (7 %)	0,474 (5 %)
	2	2,269 (73 %)	1,098 (1 %)	1,186 (7 %)		2/4 = 0,5	0,683 (37 %)	0,546 (9 %)	0,527 (5 %)	0,531 (6 %)
	4	1,812 (38 %)	1,060 (2 %)	1,194 (7 %)		4/6 = 0,667	0,736 (10%)	0,681 (2 %)	0,719 (8 %)	0,699 (5 %)
	6	1,676 (28 %)	1,121 (4 %)	1,161 (4 %)		6/8 = 0,75	0,809 (8 %)	0,788 (5 %)	0,774 (3 %)	0,781 (4 %)
	8	1,632 (24 %)	1,101 (2 %)	1,171 (5 %)						

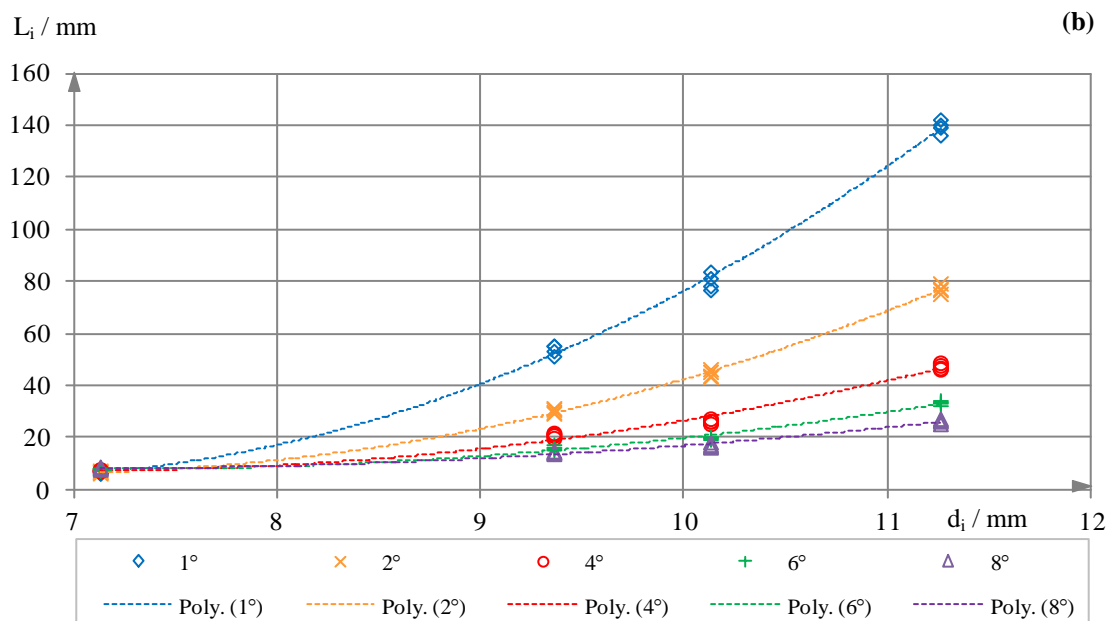
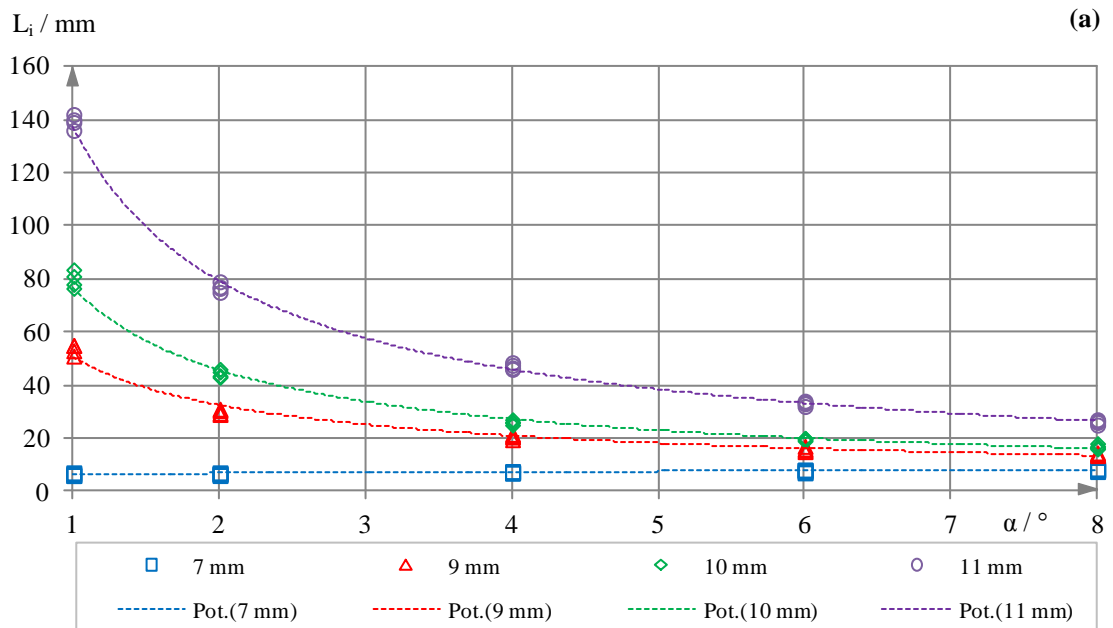
**Tabelle 11: Sensitivitätsanalyse für Ethanol/Luft bei Umgebungsbedingungen**

Die Auswertung verdeutlicht, dass die Topologie von Ethanol/Luft-Phasengrenzflächen bei Umgebungsbedingungen für  $d_i \leq 9$  mm erheblich vom Innendurchmesser und für  $d_i = 7$  mm zusätzlich durch den Neigungswinkel beeinflusst wird. Eine weitere Erhöhung der beiden Parameter führt aufgrund der vergleichsweise geringen Oberflächenspannung zur nahezu proportionalen Veränderung der Grenzfläche. Da die Geometrie von NKPG in den Bereich der überproportionalen Abhängigkeiten fällt und die Oberflächenspannung im Experiment der von Wasser/Dampf bei SWR-Parametern ähnelt, ist ihre Berücksichtigung für exakte Modellierungen zwingend erforderlich.

Zur Prüfung des Einflusses der Oberflächenspannung wurden Vergleichsexperimente am Fluidpaar Wasser/Luft<sup>11</sup> durchgeführt. Abbildung 12 bestätigt, dass die Grenzflächenlänge aufgrund der mehr als dreifach höheren Oberflächenspannung erwartungsgemäß geringer ausfällt. Auch in dieser Versuchskampagne wird die Abhängigkeit der Grenzflächenlänge vom Neigungswinkel mit guter Übereinstimmung durch eine Potenzfunktion repräsentiert. Dem entgegen ist der am Stoffsystem Ethanol/Luft festgestellte lineare Zusammenhang zwischen der projizierten Grenzflächenlänge und dem Innendurchmesser für Wasser/Luft nicht mehr gültig. Stattdessen sind die Messwerte mit guter Näherung ( $R^2 = 0,987 \dots 0,998$ ) durch ein Polynom 2. Grades nach Gleichung (4-4) beschreibbar, dessen quadratischer Anteil erst bei Neigungswinkeln von  $8^\circ$  eine untergeordnete Rolle spielt. Es ist erkennbar, dass sowohl  $d_i$  als auch  $\alpha$  bei hohen Oberflächenspannungen an Bedeutung gewinnen.

<sup>11</sup> Alle relevanten Versuchsdaten sind in Anlage A4.2 enthalten.

$$L_i = C_1 \cdot d_i^2 + C_2 \cdot d_i + C_3 \Big|_{\alpha=const} \tag{4-4}$$



**Abbildung 12: Projizierte Grenzflächenlänge  $L_i$  für Wasser/Luft bei Variation des (a) Neigungswinkels  $\alpha$  und (b) Rohrrinnendurchmessers  $d_i$**

Der zunehmende Einfluss des Rohrrinnendurchmessers und des Neigungswinkels bei hohen Oberflächenspannungen wird durch die Sensitivitätsanalyse bestätigt, bei der nahezu im gesamten Parameterbereich überproportionale Skalierungseffekte auftreten (Tabelle 12).

$L_{i2}/L_{i1}$		(a) Einfluss des Innendurchmessers			$L_{i2}/L_{i1}$		(b) Einfluss der Neigung			
		$d_{i2} / d_{i1}$					$d_i$ [mm]			
		9,36/7,13 = 1,313	10,13/9,36 = 1,082	11,26/10,13 = 1,112			7,13	9,36	10,13	11,26
$\alpha$ [°]	1	8,392 (539 %)	1,491 (38 %)	1,746 (57 %)	$\alpha_2 / \alpha_1$	1/2 = 0,5	1,020 (104 %)	0,561 (12 %)	0,556 (11 %)	0,552 (10 %)
	2	4,615 (252 %)	1,479 (37 %)	1,732 (56 %)		2/4 = 0,5	1,096 (119 %)	0,688 (38 %)	0,586 (17 %)	0,613 (23 %)
	4	2,895 (121 %)	1,261 (16 %)	1,813 (63 %)		4/6 = 0,667	1,070 (61 %)	0,770 (15 %)	0,755 (13 %)	0,703 (5 %)
	6	2,082 (59 %)	1,236 (14 %)	1,688 (52 %)		6/8 = 0,75	1,049 (40 %)	0,882 (18 %)	0,860 (15 %)	0,789 (5 %)
	8	1,750 (33 %)	1,205 (11 %)	1,548 (39 %)						

**Tabelle 12: Sensitivitätsanalyse für Wasser/Luft bei Umgebungsbedingungen**

Zur geschlossenen Betrachtung der Versuchsreihen wird die in der Fluidmechanik übliche Beschreibung mittels dimensionsloser Größen angewandt. Solche Kennzahlen bilden die Grundlage der Ähnlichkeitstheorie, welche die in Experimentieranordnungen angewandten Modelle mit der realen, oft nicht im Detail abbildbaren Problemstellung vergleicht. [Sig04]

Die Bond-Zahl beschreibt das Verhältnis von Gravitations- zu Oberflächenspannungskraft im stationären Zustand und wird für die vorliegende Problemstellung durch (4-5) definiert. Es ist erkennbar, dass die Experimente an Ethanol/Luft bei Umgebungsbedingungen die Bond-Zahl von Wasser/Dampf bei SWR-Parametern aufgrund der ähnlichen Stoffdaten in guter Näherung nachbilden können. Unter Berücksichtigung von Tabelle 9 beträgt der Unterschied zwischen den beiden Systemen etwa 10,9 %. Die in den stationären Versuchen erreichten Bond-Zahlen von 6,9...17,2 (Wasser/Luft) sowie 18,0...44,8 (Ethanol/Luft) belegen, dass die Gravitationskraft für beide Fluidpaare höher ist als die Oberflächenspannungskraft. Eine ausgeprägte Dominanz ( $Bo \geq 10^3$  nach [Ku05]) liegt jedoch nicht vor.

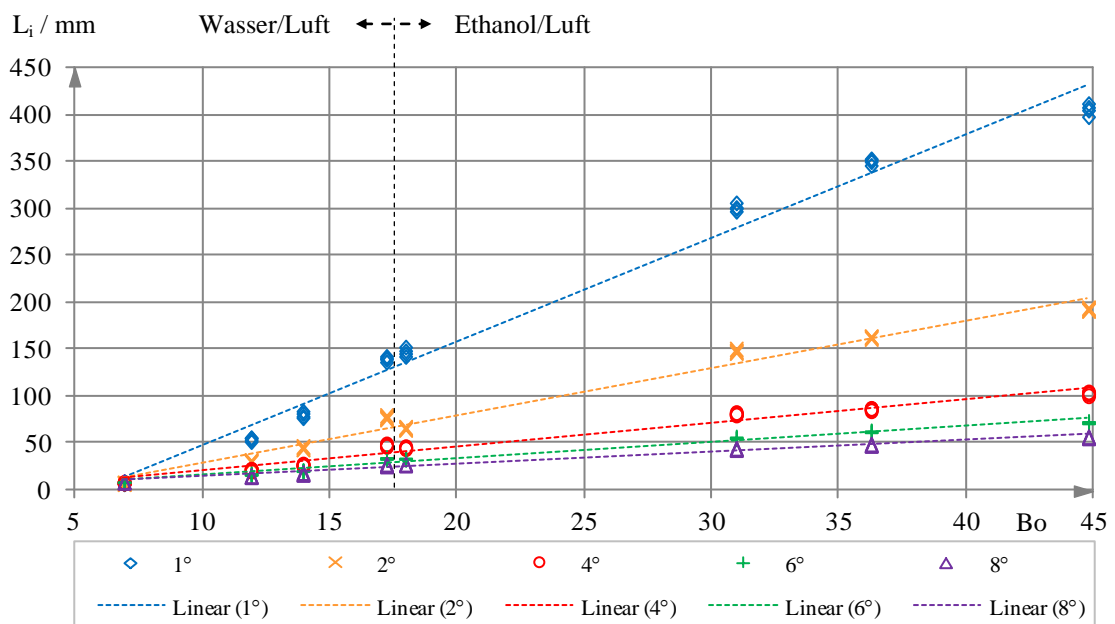
$$Bo = \frac{(\rho_L - \rho_G) \cdot g \cdot d_i^2}{\sigma} \quad (4-5)$$

Weil die Oberflächenspannungskraft für hohe Bond-Zahlen an Bedeutung verliert, ist die Ableitung eines Grenzwertes zweckmäßig. Aus der Sensitivitätsanalyse (Tabelle 11 und Tabelle 12) wird geschlossen, dass bis  $Bo \leq 30$  eine überproportionale Rückwirkung von Durchmesser- und Neigungswinkeländerungen auf die Phasengrenze zu erwarten ist. Oberhalb dieses Wertes besteht ein näherungsweise linearer Zusammenhang zwischen den Skalierungsraten. Eine kritische Bond-Zahl, welche die Vernachlässigung der Oberflächenspannung erlaubt, wird in keinem der Versuche erreicht. Für einen solchen Fall mit einer

ebenen Flüssigkeitsoberfläche ergäbe sich die theoretische Grenzflächenlänge  $L_i'$  nach der trigonometrischen Gleichung (4-6). Da dieser Wert enorme Diskrepanzen zur tatsächlichen Messgröße  $L_i$  aufweist (minimaler relativer Fehler von 43 % für Ethanol/Luft,  $d_i = 11$  mm,  $\alpha = 8^\circ$ ), ist die Oberflächenspannung in allen Fällen zwingend zu berücksichtigen.

$$L_i' = \frac{d_i}{\tan(\alpha)} \quad (4-6)$$

Die projizierte Grenzflächenlänge als Funktion der Bond-Zahl<sup>12</sup> zeigt Abbildung 13. Bei vergleichbarer Ähnlichkeitskennzahl (Wasser/Luft:  $Bo = 17,2$ ; Ethanol/Luft:  $Bo = 18,0$ ) unterscheiden sich die Messwerte nur unwesentlich voneinander. Trotz der verschiedenen Fluidpaare ist bei konstanter Neigung eine annähernd lineare Abhängigkeit von  $L_i$  und  $Bo$  feststellbar. Die Gültigkeit einer solchen Approximation ist aufgrund der unterschiedlichen einzelnen Regressionsfunktionen beider Fluidpaare ausschließlich im Parameterbereich der vorliegenden Experimente gegeben. So zeigten Vergleichsuntersuchungen an Wasser/Luft bereits bei  $d_i = 12$  mm gravierende Abweichungen von der linearen Kennlinie. Als Ursache sei in Analogie zu Tabelle 12 der sinkende Einfluss des Kapillareffektes mit wachsendem Innendurchmesser genannt, durch den die Grenzfläche rapide anwächst. Die Regression liefert für  $Bo \geq 14$  akzeptable Übereinstimmungen mit den Messdaten (Fehler < 15 %) und bestätigt auf diese Weise die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse.



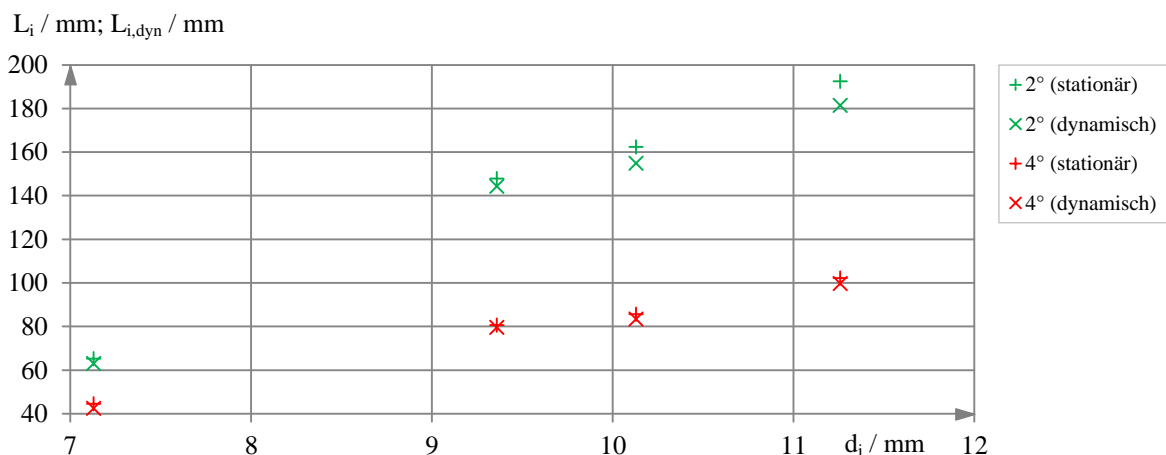
**Abbildung 13: Projizierte Grenzflächenlänge  $L_i$  als Funktion der Bond-Zahl  $Bo$**

<sup>12</sup> Alle relevanten Versuchsdaten sind in Anlage A4.1 beziehungsweise A4.2 enthalten.

### 4.3.2 Dynamische Betrachtung zur Untersuchung der Grenzflächenstabilität

Bei der geringsten untersuchten Neigung ( $\alpha = 2^\circ$ ) konnte für keine der durchgeführten Messreihen<sup>13</sup> ein reproduzierbarer Zusammenhang zwischen der Grenzflächenlänge und dem (den Kondensatfluss in SWR-NKPG simulierenden) Volumenstrom der Pumpe festgestellt werden. Die Daten schwanken bei konstantem Rohrendurchmesser um einen Mittelwert, wobei der mittlere Fehler (1 % bis 5 %) vor allem auf Messungenauigkeiten zurückzuführen ist. Da der Einfluss der Orientierung mit zunehmender Entfernung von der Horizontalen sinkt, ist für größere Neigungen ( $\alpha = 4^\circ$ ) tendenziell eine Verkürzung der Grenzfläche mit steigendem Volumenstrom erkennbar. Die Abweichungen sind im betrachteten Bereich jedoch derart gering, dass nachfolgend alle Messdaten über die vier Volumenströme gemittelt werden können. Dabei beträgt der höchste mittlere Fehler 7,5 %.

Die statischen und dynamischen Grenzflächenlängen sind bei erhöhten Neigungswinkeln kaum voneinander unterscheidbar. Dem entgegen tritt in flacher verlaufenden Rohren mit steigendem Innendurchmesser eine zunehmende Spreizung der Werte auf (Abbildung 14).



**Abbildung 14: Stationäre und dynamische Grenzflächenlängen für Ethanol/Luft**

Verantwortlich für diese Beobachtung ist vor allem die Krümmung der Grenzfläche  $\kappa_{LG}$ , welche mit Gleichung (4-7) aus dem Normalenvektor  $\mathbf{n}_{LG}$  entlang des Zweiphasengebietes berechnet wird. Die Oberflächenspannungskraft  $\mathbf{F}_{LG}$  besteht nach (4-8) aus zwei Anteilen: der aus der Grenzflächenkrümmung resultierenden normalen und der bei Gradienten in der Oberflächenspannung auftretenden tangentialen Komponente (Marangoni-Effekt). [Bra92] Letztere ist aufgrund der Annahme von konstanten Temperaturen und Drücken in den Experimenten vernachlässigbar. Die Krümmung sinkt mit dem Innendurchmesser sowie

<sup>13</sup> Alle relevanten Versuchsdaten sind in Anlage A4.3-1 enthalten.

bei Annäherung zur horizontalen Lage. Als Folge dessen kann die verringerte Kraft an der Grenzfläche einfacher durch den aufgeprägten Volumenstrom überwunden werden. In allen Messungen ist die stationäre Grenzflächenlänge höher als die dynamische.

$$\kappa_{LG} = \nabla \cdot \mathbf{n}_{LG} \quad (4-7)$$

$$\mathbf{F}_{LG} = (-\sigma \cdot \kappa_{LG} \cdot \mathbf{n}_{LG} + \nabla_s \sigma) \cdot \delta_{LG} \quad (4-8)$$

Basierend auf den dynamischen Experimenten wird der Einfluss einzelner physikalischer Phänomene bewertet. Die Betrachtung erfordert die Einführung weiterer dimensionsloser Kenngrößen. Die Weber-Zahl  $We$  nach (4-9) beschreibt das Verhältnis der Trägheits- und Oberflächenspannungskräfte. Mit der Kapillarzahl  $Ca$  aus (4-10) werden die Viskositäts- und Oberflächenspannungskräfte in Relation gesetzt. Beide Kenngrößen sind mithilfe der gemessenen Liquidgeschwindigkeiten<sup>14</sup> in den dünnen Rohrleitungen berechenbar.

$$We = \frac{\rho_L \cdot u^2 \cdot d_i}{\sigma} \quad (4-9)$$

$$Ca = \frac{v_L \cdot \rho_L \cdot u}{\sigma} \quad (4-10)$$

Aus den Weber-Zahlen der Versuche ( $We = 0,6 \cdot 10^{-5} \dots 8,2 \cdot 10^{-5}$ ) wird geschlussfolgert, dass die Oberflächenspannungskräfte gegenüber den Trägheitskräften deutlich dominieren. Der Einfluss der Trägheit ist für die Modellierung dynamischer Grenzflächen vernachlässigbar, solange identische oder ähnliche Bedingungen vorliegen. [Gou08] Auch die Kapillarzahl ( $Ca = 0,7 \cdot 10^{-5} \dots 2,5 \cdot 10^{-5}$ ) zeigt ein starkes Übergewicht der Oberflächenspannungskräfte gegenüber den auf die Viskosität des Liquids zurückzuführenden inneren Reibungskräften. Da die vorherige Betrachtung der Bond-Zahlen einen größeren Einfluss der Gravitationskräfte gegenüber den Oberflächenspannungskräften zeigte, wird als vierte Kenngröße die Froude-Zahl  $Fr$  analysiert. Diese ist durch (4-11) definiert und beschreibt das Verhältnis zwischen Trägheits- und Gravitationskräften. Die Froude-Zahl ( $Fr = 0,2 \cdot 10^{-6} \dots 3,7 \cdot 10^{-6}$ ) bestätigt die Vernachlässigbarkeit der Trägheit, wogegen der Einfluss des Schwerfeldes im Rahmen der vorliegenden Versuchsmatrizen zu berücksichtigen ist.

$$Fr = \frac{We}{Bo} \quad (4-11)$$

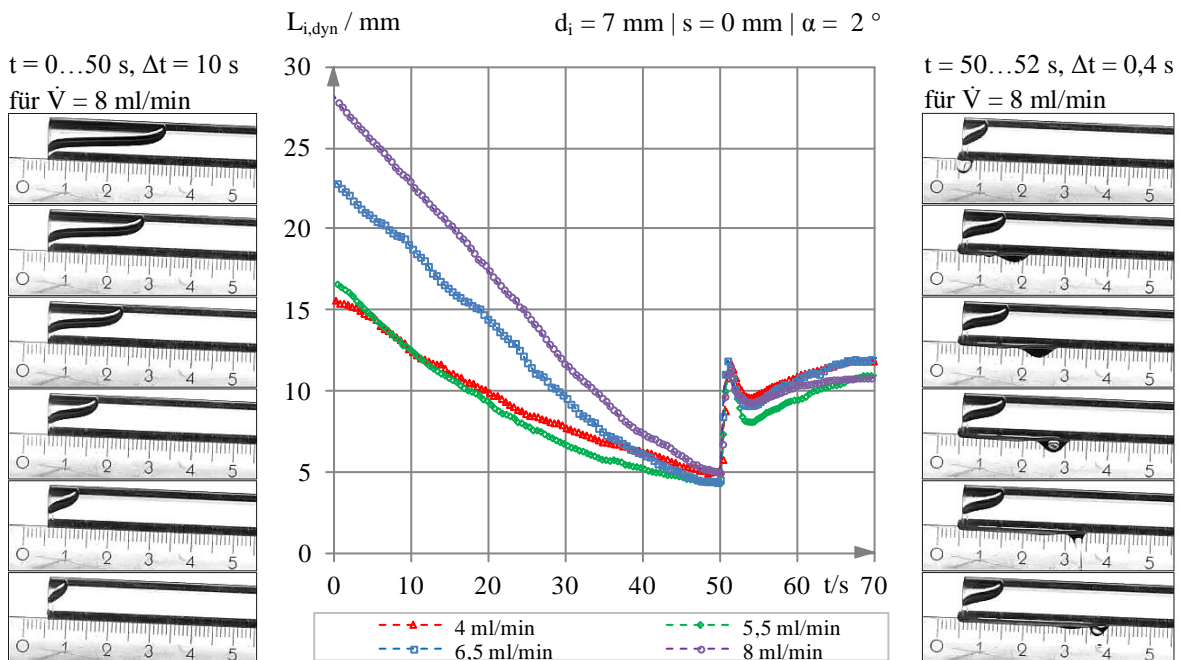
---

<sup>14</sup> Alle relevanten Versuchsdaten sind in Anlage A4.3-1 enthalten.

Die Strömung erfolgt gemäß der Reynolds-Zahl aus (4-12) erwartungsgemäß vollkommen laminar ( $Re = 0,8 \dots 3,5$ ). Die Trägheitskräfte und viskosen Reibungskräfte sind somit von ähnlicher Größenordnung und im betrachteten Parameterbereich vernachlässigbar.

$$Re = \frac{We}{Ca} \quad (4-12)$$

Mit dem Ziel, das in [Ipm05] postulierte diskontinuierliche Ausschleusen von Kondensat aus den NKPG zu überprüfen, wurde die Stabilität von Ethanol/Luft-Phasengrenzflächen am freien Rohrende<sup>15</sup> untersucht. Abbildung 15 zeigt beispielhaft einen typischen Verlauf der gemessenen dynamischen Grenzflächenlänge  $L_{i,dyn}$  in Abhängigkeit von der Zeit. Die Daten wurden aus äquidistanten Bildfolgen der Messvideos berechnet<sup>16</sup>, wobei im Bereich des eigentlichen Übergangsvorganges eine höhere Zeitauflösung gewählt wurde. Da der Volumenstrom den Zeitpunkt des Abtropfens beeinflusst, sind alle Signale durch Offsets so verschoben, dass der erste Austrag von Ethanol bei  $t = 50$  s erfolgt. Die Vergleichbarkeit der Ergebnisse wird hierdurch wesentlich erhöht, da Details durch das kleinere Zeitfenster deutlich besser erkennbar sind.



**Abbildung 15: Experiment zur Grenzflächenstabilität für  $d_i = 7$  mm und  $\alpha = 2^\circ$**

<sup>15</sup> Alle relevanten Versuchsdaten sind in Anlage A4.3-2 enthalten.

<sup>16</sup> Bildverarbeitungsprogramm ImageJ (National Institute of Health) mit Plugin MTrackJ (University Medical Center Rotterdam)

In allen Versuchen nähert sich die Grenzfläche dem freien Rohrende anfangs gleichförmig. Während die Geschwindigkeit für die beiden größeren Rohre ( $d_i = 9$  mm;  $d_i = 10$  mm) bis zum Abtropfen konstant bleibt, zeigt der engste Kanal ( $d_i = 7$  mm) eine zunehmende Verzögerung bei Annäherung an den Instabilitätspunkt. Ursache dieser Beobachtung ist die in der Sensitivitätsanalyse (vergleiche Kapitel 4.3.1, Seite 42) festgestellte intensivierte Wirkung der Oberflächenspannungskräfte für sehr kleine Durchmesser. Zum Zeitpunkt der Instabilität beginnt durch das Abtropfen von überschüssigem Liquid ein Übergangsprozess, der ein sprunghaftes Rückschreiten der Grenzfläche zur Folge hat. In Abhängigkeit vom Innendurchmesser und der Neigung sind bei weiterer Befüllung Schwankungen von  $L_{i,dyn}$  erkennbar, bis die Phasengrenze bei kontinuierlichem Ablauf von Ethanol einen quasi-stationären Zustand erreicht. Von diesem Zeitpunkt an ist im Rahmen der Messgenauigkeit keine weitere Änderung der Grenzflächenlage beobachtbar. In Analogie zu allen bisherigen Versuchen an Ethanol/Luft zeigt die dynamische Grenzflächenlänge am freien Rohrende bei konstanter Neigung eine lineare Abhängigkeit vom Innendurchmesser. Dies gilt für den minimalen Wert unmittelbar vor dem Abtropfen sowie für den (quasi-) stationären Zustand. Keine der untersuchten Parameterkombinationen zeigte einen periodischen Austrag großer Liquid-Pfropfen, welcher als Ursache für die Temperaturpulsationen in den KKB-NKPG postuliert wurde. [Ipm05] Ein wechselnder Phasenkontakt an der oberen Rohrrinnenwand trat nur beim ersten Abtropfen in der anfangs trockenen Versuchsstrecke auf, wobei die Amplitude mit steigendem Innendurchmesser beziehungsweise Neigungswinkel sank. Die maximale Rückzugslänge der Grenzfläche während des Abtropfens wurde mit etwa 7 mm bei  $d_i = 7$  mm und  $\alpha = 2^\circ$  festgestellt. Bei gleichbleibender Neigung und einer Erhöhung des Innendurchmessers auf  $d_i = 11$  mm verringerte sich ihr Wert auf weniger als 3 mm.

Es ist nicht auszuschließen, dass die Innenwände von SWR-NKPG während des Reaktorleistungsbetriebes partiell austrocknen können. Unter derartigen Voraussetzungen besteht die Möglichkeit, dass nachfolgende dynamische Übergangsprozesse zum Austrag größerer Wassermengen aus dem Pegelgefäß führen, deren stochastisches Auftreten die Ergebnisse der KKB-Messungen bestätigt. Als Beispiel ist die Ansammlung von nichtkondensierenden Gasen an der Standrohr-Einbindung zu erwähnen, welche langfristig den Wärme- und Stoffübergang an der Phasengrenze blockiert. Führt dies zu einem lokalen Austrocknen der Rohrrinnenwand, so können negative Druckimpulse oder das Entlösen einer Gasblase im unteren Abschnitt des Pegelgefäßes den plötzlichen Austrag von Wasser bewirken.



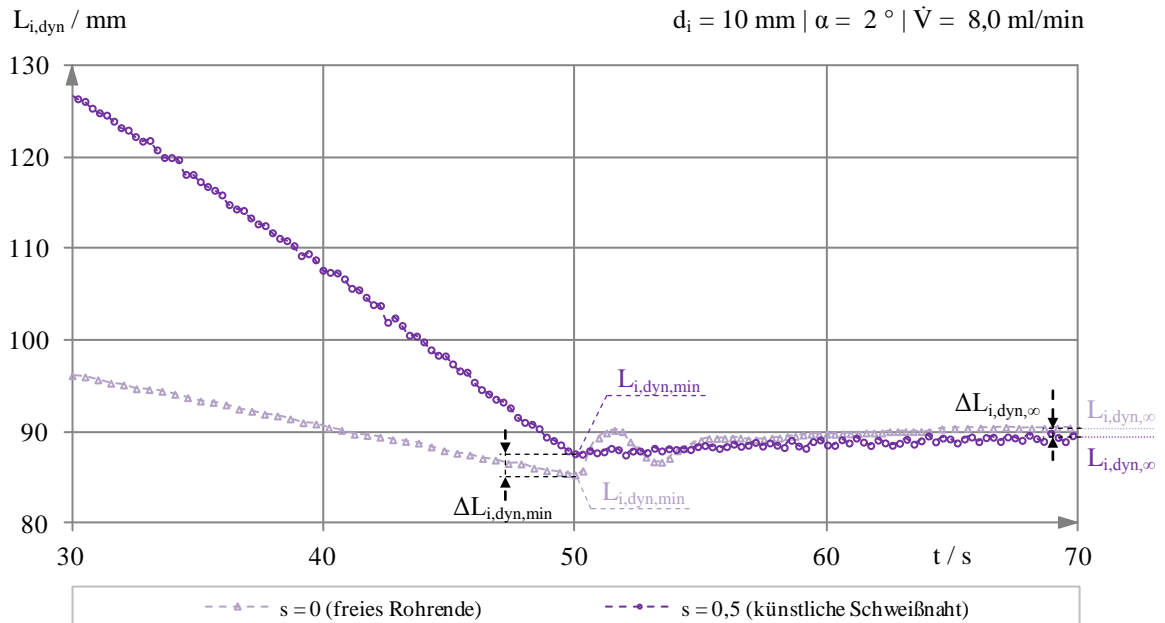
Als grundlegender Auslöser dieses dynamischen Übergangsverhaltens wird die anfangs trockene Testsektion angesehen. Die fehlende Benetzung bildet Energiebarrieren, welche ein Anhaften der Grenzfläche im Übergangsbereich bewirken und ihre freie Ausbreitung verhindern. Bei weiterer Befüllung wächst die Krümmung der Phasengrenze durch den feststehenden Fußpunkt kontinuierlich an, bis bei der minimalen Grenzflächenlänge kein weiteres Ethanol aufgenommen werden kann. Die anschließende Instabilität bewirkt ein sprunghaftes Ausschleusen von Liquid und damit eine Benetzung der an die Umgebung angrenzenden scharfen Übergänge am freien Ende des Rohres. Der resultierende Film kann bei der weiteren Befüllung einfach überwunden werden, wodurch sich ein kontinuierlicher Ablauf bei stationärer Grenzflächenlänge einstellt. Ein derartiges Phänomen bei der Ausbreitung von Liquidfronten an ungleichförmigen Oberflächen oder scharfkantigen Übergängen wurde bereits von zahlreichen Autoren beobachtet und wird in der Literatur als Stick-Jump-Effekt [Zog84, Zha09] oder Stick-Slip-Effekt [Vai99, Wu10] bezeichnet.

Das dynamische Verhalten an künstlichen Schweißnähten<sup>17</sup> unterscheidet sich wesentlich von dem am freien Rohrende. In beiden Fällen bewegt sich die Gas/Liquid-Oberfläche zunächst auf die Störkontur zu, heftet sich an dieser an und zeigt bei der weiteren Befüllung eine kontinuierliche Verkürzung (Abbildung 16,  $t < 50$  s). Die Bewegung der Grenzfläche im Rohr mit künstlicher Schweißnaht erfolgt um ein Vielfaches schneller. Verglichen mit den Untersuchungsobjekten ohne Schweißnaht setzt die Instabilität ( $t = 50$  s) außerdem bei einer höheren minimalen Grenzflächenlänge  $L_{i,dyn,min}$  und dementsprechend früher ein. Im Rahmen der durchgeführten Experimente korreliert die Differenz beider Werte ( $\Delta L_{i,dyn,min}$ ) bei ansonsten identischer Parametrierung mit der Höhe der Schweißnaht.

Entgegen den Erwartungen führen künstliche Schweißnähte nicht zur Destabilisierung der Ethanol/Luft-Phasengrenzfläche. Stattdessen tritt unmittelbar nach dem ersten Abtropfen und ohne nennenswerte Übergangsvorgänge die Annäherung an eine quasi-stationäre Lage ein. Die stationären Grenzflächenlängen  $L_{i,dyn,\infty}$  in den Rohren mit und ohne Schweißnaht sind nach endlicher Übergangszeit identisch. Die geringfügigen Abweichungen  $\Delta L_{i,dyn,\infty}$  werden in erster Linie auf Messfehler sowie auf leichte Unterschiede beim Einstellen des Neigungswinkels zurückgeführt.

---

<sup>17</sup> Alle relevanten Versuchsdaten sind in Anlage A4.3-3 enthalten.



**Abbildung 16: Ausgewähltes Beispiel zum Vergleich der dynamischen Messungen**

#### 4.4 Schlussfolgerungen

Die Topologie und Stabilität von Gas/Liquid-Phasengrenzflächen wurde an Ethanol/Luft bei Umgebungsbedingungen experimentell untersucht. Sowohl die Oberflächenspannung als auch die Dichte zeigen bei diesen Bedingungen eine Ähnlichkeit zu Wasser/Dampf bei SWR-Parametern. Die Versuchsergebnisse lassen folgende Schlussfolgerungen zu:

1. Oberflächenspannungskräfte sind für keinen der betrachteten Rohrendurchmesser ( $d_i \leq 11 \text{ mm}$ ) vernachlässigbar. Die tatsächliche Länge der Grenzfläche weicht stark vom theoretischen, am nicht gekrümmten Zweiphasengebiet erreichbaren, Wert ab.
2. Ab  $d_i \leq 9 \text{ mm}$  ist eine dominierende Wirkung der Oberflächenspannung feststellbar. Das Änderungsverhältnis der Grenzflächenlängen  $L_{i2}/L_{i1}$  ist in diesem Bereich nicht länger proportional zu einer Erhöhung des Rohrendurchmessers  $d_{i2}/d_{i1}$  ( $d_{i2} > d_{i1}$ ) beziehungsweise zur einer Verringerung des Neigungswinkels  $\alpha_2/\alpha_1$  ( $\alpha_2 < \alpha_1$ ).
3. Die projizierte Grenzflächenlänge ist nichtlinear vom Neigungswinkel (Regression durch Potenzfunktion) und linear vom Innendurchmesser abhängig.
4. Vergleichsexperimente mit Wasser/Luft zeigen eine Erweiterung des Bereiches, in welchem die Oberflächenspannung dominiert. Die Geometrieparameter gewinnen an Bedeutung und beeinflussen die Grenzflächenlänge wesentlich nichtlinearer.

5. Die Grenzflächendynamik wird von Gravitations- und Oberflächenspannungskräften dominiert. Die Wirkung der Trägheitskraft sowie der inneren Reibungskräfte in der Liquidphase ist für die weiteren Betrachtungen in guter Näherung vernachlässigbar. Trotz der deutlich kleineren kinematischen Liquidviskosität ist diese Vereinfachung auf Wasser/Dampf bei SWR-Parametern übertragbar, solange sich die Grenzflächen mit einer ähnlichen Geschwindigkeit ausbreiten.
6. Der in [Ipm05] postulierte diskontinuierliche Austrag von Liquidpfropfen aus NKPG wurde weder am freien Rohrende noch an künstlichen Schweißnähten reproduziert. Nur beim ersten Abtropfen aus dem anfangs trockenen Rohr treten Instabilitäten in Form eines sprunghaften Rückschreitens der Phasengrenzfläche (Stick-Jump-Effekt) auf. Nach Abklingen der Übergangsvorgänge stellt sich eine (quasi-) stationäre Lage ein, während das überschüssige Ethanol kontinuierlich aus dem Rohr heraus läuft. Es ist nicht auszuschließen, dass ein derartiges Phänomen in SWR-NKPG auftritt. Beispielfhaft sei das Austrocknen der Rohrwand durch nichtkondensierende Gase mit einer anschließenden Dynamik des Referenzpegels durch das Aufsteigen einer Gasblase oder durch negative Druckimpulse genannt.
7. Die Stabilität der Phasengrenze erhöht sich mit der Kanalweite, der Entfernung von der horizontalen Lage sowie durch das Einbringen künstlicher Schweißnähte.
8. Die Versuche liefern die Datenbasis für die Parametrierung sowie die vereinfachte experimentelle Validierung der in Ansys CFX 14 implementierten Modelle.

Unabhängig von den beobachteten Übergangsprozessen variierte die absolute Höhe der Gas/Liquid-Phasengrenze nur unwesentlich. Damit wird aus der Sicht der hydrostatischen Füllstandsmessung mit NKPG der erforderliche, nahezu konstante Bezugspegel erfolgreich bereitgestellt.

Eine Übertragbarkeit der Ergebnisse auf SWR-NKPG ist insbesondere im Hinblick auf das Ausschleusen von Kondensat nicht unmittelbar gegeben. Die Experimente sind wegen der Vernachlässigung der Wärme- und Stoffübertragung in ihrer Gültigkeit limitiert und eher für qualitative Bewertungen geeignet. Ein unterschiedliches Verhalten des realen Systems ist nicht auszuschließen, da der Liquid-Massenstrom im Versuch als konstant und entgegen der Gravitation gerichtet angenommen wurde. Die Kondensationsrate beeinflusst die Grenzflächendynamik maßgeblich. Sie kann bereits bei geringen Fluktuationen um einen Mittelwert (variable Ausbreitungsgeschwindigkeit) zu einem diskontinuierlichen Austrag ganzer Liquidpfropfen führen. Um den Einfluss dieser abweichenden Randbedingungen zu überprüfen, sind Experimente bei SWR-Parametern unerlässlich.

## **5 Experimentelle Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG**

### **5.1 Zielstellung der Versuche**

Aufbauend auf den vereinfachten Versuchen bei Umgebungsbedingungen (Kapitel 4, Seite 34ff.) soll das Verhalten des Wasser/Dampf-Zweiphasengebietes bei SWR-Parametern experimentell untersucht werden. Hierbei spielen der bislang vernachlässigte Wärme- und Phasenübergang eine entscheidende Rolle. Um die hydrostatische Füllstandsmessung mit einer größtmöglichen Realitätsnähe nachzubilden, sollen die in SWR-NKPG vorliegenden Prozessparameter, Geometrien und Stoffpaarungen berücksichtigt werden.

Ein wesentlicher Schwerpunkt der Experimente ist die Reproduktion der im KKB-NKPG gemessenen Temperaturpulsationen und der damit einhergehenden Grenzflächendynamik. Zunächst sind die Randbedingungen für das Auftreten derartiger Übergangsprozesse zu klären. Dem Wärmeaustausch mit Phasenübergang sowie der konstruktiven Gestaltung des Übergangsbereiches zum Standrohr wird dabei, basierend auf [Ipm05], eine entscheidende Bedeutung beigemessen. Ausgehend von einer erfolgreich nachgebildeten Bewegung der Grenzfläche werden die Auswirkungen auf die Füllstandsmessung diskutiert. Maßgebend für diese Beurteilung sind die gegenwärtigen Einbaubedingungen für NKPG in SWR.

Der hohe Aufwand für Versuche bei Kernkraftwerksbedingungen erfordert zunehmend den Einsatz korrekt parametrierter, experimentell validierter CFD-Codes. Die im vorliegenden Kapitel durchgeführten Experimente sollen durch die Bereitstellung der hierfür benötigten Messdaten wesentlich zur Umsetzung dieser Forderung beitragen.

### **5.2 Beschreibung des Versuchsaufbaus und Validierung der Röntgenradiografie zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG**

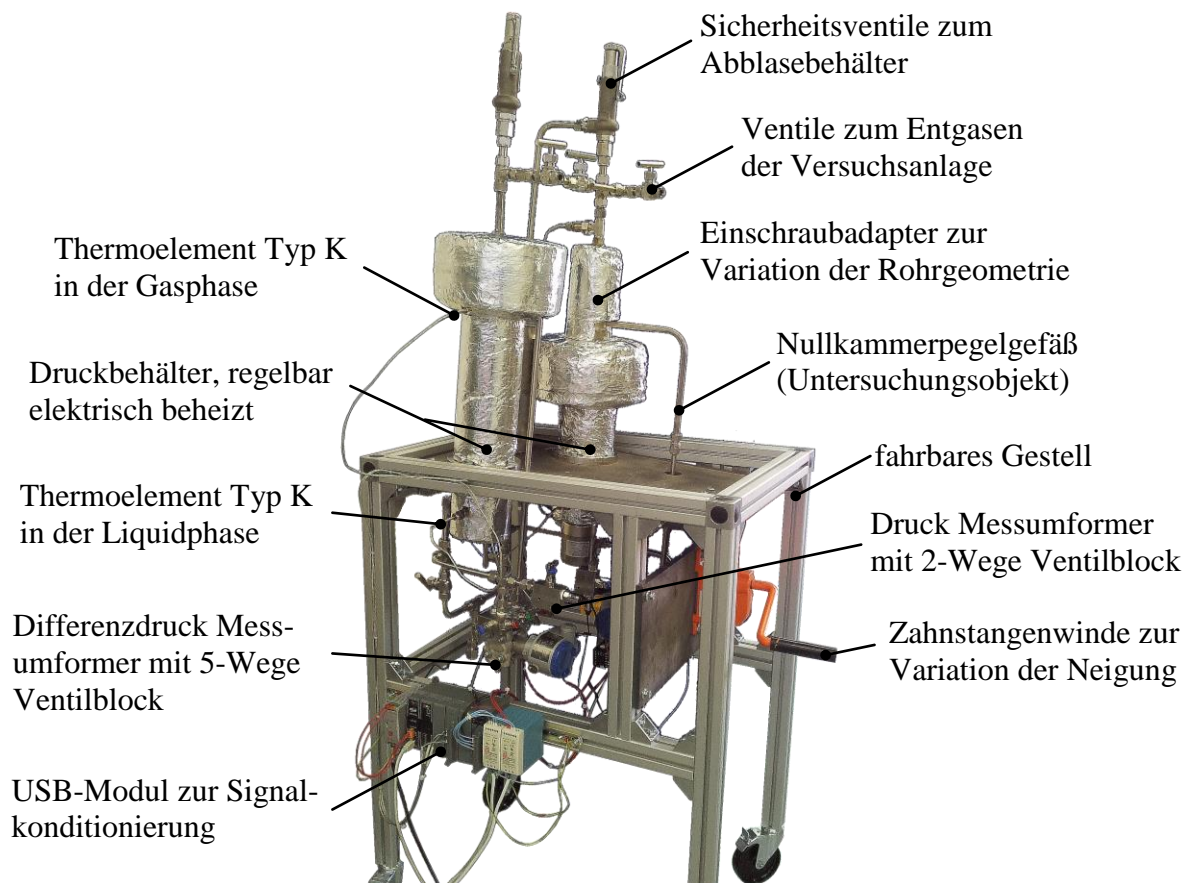
#### **5.2.1 Versuchsaufbau**

Zur Untersuchung des Referenzfüllstandes in NKPG bei SWR-Bedingungen wurde der Versuchsstand „Dünne Rohrleitung I“ entwickelt (Abbildung 17)<sup>18</sup>. Das zentrale Element des Aufbaus sind zwei Druckbehälter, welche die Geometrie eines Standrohres im KKB nachbilden. Beide sind unabhängig voneinander mit elektrischen Einschraubheizkörpern ausgestattet, deren Leistung durch einen PID-Regler in den Grenzen von 0 bis 3000 Watt

---

<sup>18</sup> Eine detaillierte Beschreibung der Komponenten ist Anlage A5.1-1 zu entnehmen.

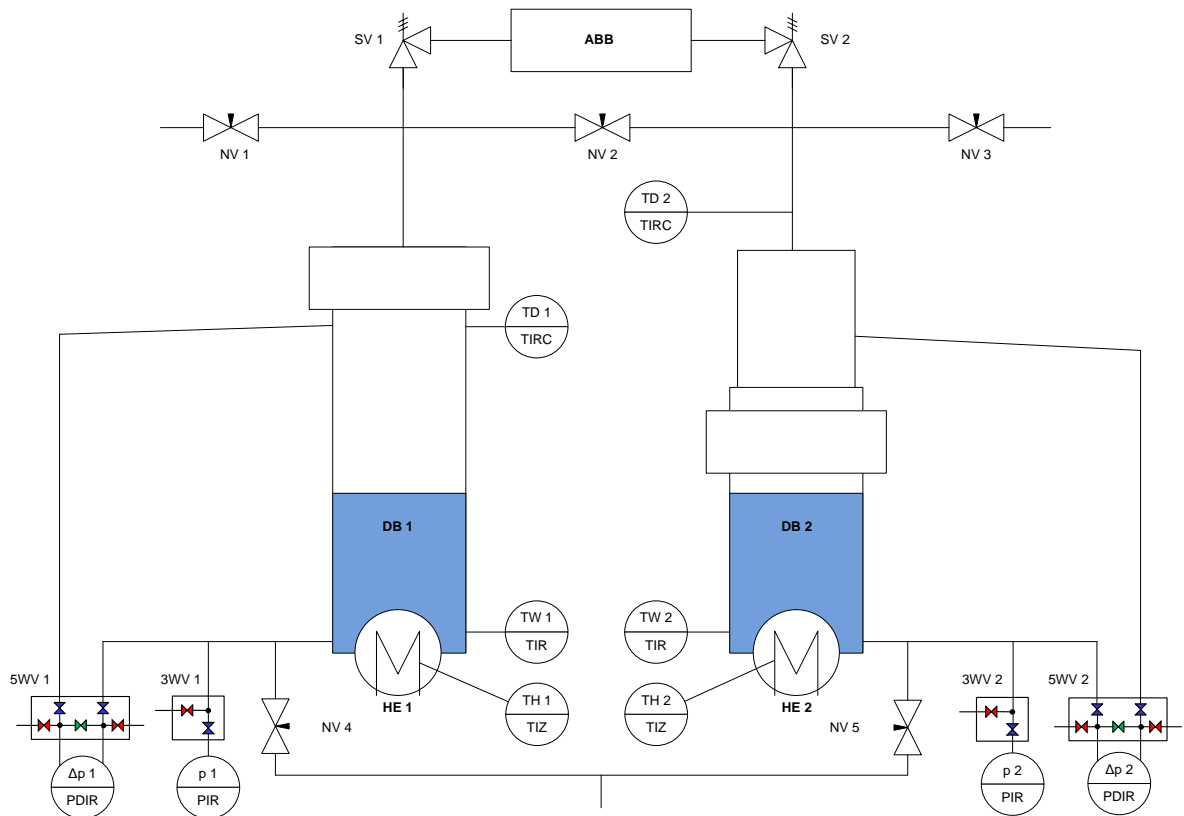
variiert werden kann. Während einer der Behälter (in Abbildung 17 links) ausschließlich der Druckauflastung dient, beinhaltet der zweite die NKPG als Untersuchungsobjekt. Der Einbau der Pegelgefäße erfolgt über Einschraubadapter mit metallischen Dichtungen. Auf diese Weise ist ein schneller Austausch der Versuchsgeometrie, beispielsweise für andere Rohrinne Durchmesser, erreichbar. Zur Variation der Neigung dient eine selbsthemmende Zahnstangenwinde, durch welche die mit Gelenken am Basisgestell montierte Grundplatte ohne mechanische Umbauten ausgerichtet werden kann. Analog zu den Experimenten bei Umgebungsparametern wird zur Messung der Orientierung ein digitaler Neigungssensor verwendet. Die Druckbehälter sind einschließlich ihrer angrenzenden Peripherie aus dem selben korrosionsfreien Stahl (1.4571 beziehungsweise X6CrNiMoTi17-12-2) gefertigt, wie die zugehörigen Komponenten in SWR.



**Abbildung 17: Versuchsaufbau „Dünne Rohrleitung I“**

Beide Behälter sind mit Thermoelementen zur Überwachung der Temperaturen in der Gas- ( $T_{Di}$ ) und Liquidphase ( $T_{Wi}$ ) instrumentiert. Der Druck sowie der Füllstand werden durch jeweils zwei Druck- ( $p_i$ ) und Differenzdrucktransmitter ( $\Delta p_i$ ) gemessen. Diese sind für die Bereitstellung einer Entlüftungsmöglichkeit durch Ventilblöcke mit dem Prozess gekoppelt

(Abbildung 18). Zusätzlich verfügen die Einschraubheizkörper über Thermoelemente ( $T_{Hi}$ ) als Trockengehschutz. Die Kopplung der Betriebsinstrumentierung mit dem Messrechner erfolgt durch ein USB-Signalkonditionierungsmodul mit LabView-Schnittstelle<sup>19</sup>. Dadurch kann das Experiment über eine grafische Benutzeroberfläche beobachtet werden.



**Abbildung 18: Anlagenschema<sup>20</sup> des Versuchszustandes „Dünne Rohrleitung I“**

Zur Absicherung gegen unzulässige Drucküberschreitungen ist ein Sicherheitsventil an jedem Behälter installiert. Dieses spricht ab einem Überdruck von 80 bar an und entlastet die Versuchsanlage durch ein Abblasen von Wasserdampf in die hierfür vorgesehenen Behälter. Da ein häufiges Ansprechen des Sicherheitsventiles den Dichtsitz beschädigen kann, sind trotz vorhandener Anlüfthebel zwei weitere Ventile eingebaut, die das Entgasen der Anlage beim ersten Aufheizen ermöglichen. Die Auslegung des Versuchszustandes erfolgte für  $T = 300\text{ °C}$  und  $p = 80\text{ bar}$  nach dem AD2000 Regelwerk. [VdT08]

<sup>19</sup> Eine detaillierte Beschreibung des LabView-Programmes ist in Anlage A5.1-3 enthalten.

<sup>20</sup> Notation: 3WV...3-Wege-Ventil, 5WV...5-Wege-Ventil, ABB...Abblasebehälter, DB...Druckbehälter, HE...Heizelement, NV...Nadelventil, SV...Sicherheitsventil

### 5.2.2 Validierung der Röntgenradiografie zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG

Das Ziel der Experimente besteht in der Visualisierung von Wasser/Dampf-Phasengrenzen bei SWR-Bedingungen. Wie aus der Analyse des Standes von Wissenschaft und Technik (Kapitel 2.2.2, Seite 16ff.) hervorgeht, bestehen aufgrund der hohen Prozessparameter sowie der erforderlichen Rückwirkungsfreiheit erhebliche Restriktionen für die einsetzbare Messtechnik. Da klassische Verfahren unter diesen Bedingungen ihre Grenzen erreichen, liegt der Fokus auf neuartigen, nichtinvasiven Methoden. Hierzu gehört die Röntgendurchstrahlung [Doe00], die in der Medizintechnik seit einigen Jahrzehnten etabliert ist und zunehmend auf zweiphasige Strömungen angewandt wird. [Cha97, Lug01, Tom02, Sim03, Mah07, Bie10, Sig12] Das Verfahren bietet die Möglichkeit globaler, dynamischer Messungen bei einer gleichzeitigen Rückwirkungsfreiheit gegenüber dem Untersuchungsgegenstand. Da gegenwärtig keine mit NKPG-Geometrien vergleichbaren Versuchsdaten vorliegen, sind für die vorliegenden Randbedingungen Machbarkeitsstudien erforderlich. Die Eignung des Messverfahrens wird durch Berechnungen und erste Experimente an einer Versuchsanlage des Helmholtz-Zentrums Dresden-Rossendorf (HZDR) überprüft.

Bei der Durchdringung von Materie treten Röntgenquanten atomar in Wechselwirkungen. Hierbei existieren unterschiedliche Arten, unter denen die Photoabsorption, Streuung (Rayleigh- und Compton-Streuung) sowie bei höherenergetischen Quanten die Paarbildung als wichtigste hervorzuheben sind. [Doe00] Die aus den Wechselwirkungen resultierende Strahlenschwächung bildet die Grundlage zur Rekonstruktion der Dichteverteilung aus den Strahlungsanteilen, die den Prüfkörper durchdringen. Sie folgt in allgemeiner Form dem in Gleichung (5-1) dargestellten Gesetz. Es beschreibt die Strahlungsintensität  $N$  ausgehend von der energieabhängigen Anfangsintensität  $N_0$  bei der Durchdringung eines homogenen Volumenelementes der Dicke  $S$  mit dem Schwächungskoeffizienten  $\mu$ . [Leh05]

$$N = \int_E N_0(E) \cdot e^{-\int_{z=0}^S \mu(z,E) \cdot dz} \cdot dE \quad (5-1)$$

Unter der Annahme folgender Voraussetzungen vereinfacht sich das Schwächungsgesetz nach [Leh05] zu Gleichung (5-2):

1. Die Strahlenaufhärtung (Verschiebung des von der Quelle ausgesandten Röntgenspektrums zu höheren Energien mit wachsender Objektstärke  $z$ ) ist vernachlässigbar.
2. Der Schwächungskoeffizient  $\mu$  ist bei konstanter Energie  $E$  vom Ort unabhängig.

$$N = N_0 \cdot e^{-\mu(E) \cdot z} \quad (5-2)$$

Der lineare Schwächungskoeffizient  $\mu$  setzt sich nach Gleichung (5-3) additiv aus dem Absorptionskoeffizienten  $\mu_\tau$  und dem Streukoeffizienten  $\mu_\sigma$  (Rayleigh- und Compton-Anteil) zusammen. Paarbildungen treten bei den vorliegenden Energien nicht auf. [Doe00]

$$\mu = \mu_\tau + \mu_\sigma \quad (5-3)$$

Als Kenngröße wird üblicherweise der Massenschwächungskoeffizient verwendet. Dieser wird durch eine Normierung des Schwächungskoeffizienten mit der Dichte berechnet und ist elementspezifisch tabelliert. Für Stoffgemische mit den Massenanteilen  $\xi_i$  resultiert der Massenschwächungskoeffizient nach Gleichung (5-4) näherungsweise aus der gewichteten Summe der Komponenten.

$$\frac{\mu}{\rho} \approx \sum_i \xi_i \cdot \left( \frac{\mu}{\rho} \right)_i \quad (5-4)$$

Die linearen Schwächungskoeffizienten der relevanten Materialien können anhand von (5-4) für die jeweiligen Prozessparameter berechnet werden. Die Betrachtung erfolgt für Wasser, Dampf und den korrosionsfreien Stahl 1.4571 bei 286 °C. Während die Daten der Fluide in [Hub89] tabellarisiert sind, erfordert der Stahl eine näherungsweise Berechnung<sup>21</sup> entsprechend den Massenanteilen nach DIN EN 10216-5.

Abbildung 19 (a) zeigt die berechneten linearen Schwächungskoeffizienten bei variabler Quantenenergie. Aus der ersten Dekade ist erkennbar, dass insbesondere der Stahl zu einer erheblichen Schwächung niedrigerenergetischer Röntgenstrahlen führt. Dieser Bereich wird ab einer Röntgenspannung von etwa 160 kV vermieden. Mit der maximalen an der Anlage des HZDR verfügbaren Spannung von 225 kV ergibt sich der durch unterbrochene Linien dargestellte Bereich. Dieser zeigt, verglichen mit der ersten Dekade, einen ausgeprägteren Unterschied zwischen den linearen Schwächungskoeffizienten von Wasser und Dampf. Auf diese Weise wird die Trennung der zwei zu messenden Phasen durch höhere Kontraste in den Röntgenprojektionen vereinfacht.

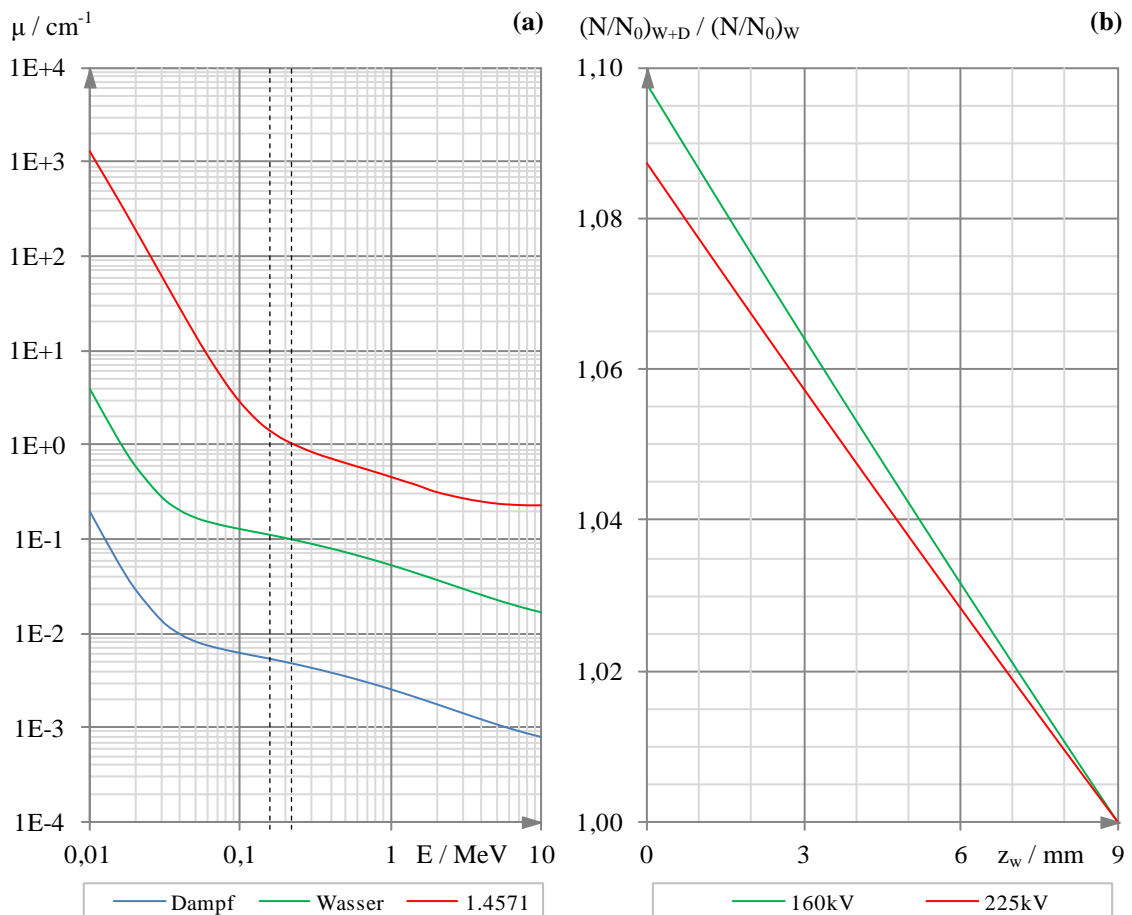
---

<sup>21</sup> Die tabellarischen Werte sind Anlage A5.1-2 zu entnehmen.



Zur Bewertung des Kontrastverhältnisses wird die auf die Ausgangsintensität  $N_0$  normierte Strahlungsintensität  $N$  aus Gleichung (5-2) betrachtet. Ihr Wert ist nur noch abhängig vom Schwächungskoeffizienten  $\mu$  sowie der durchdrungenen Materiallänge  $z$ . Ein Vergleich nach Formel (5-5) zeigt, inwieweit sich die Schwächung eines zum Teil mit Dampf (D) gefüllten Rohres von der des vollständig mit Wasser (W) gefüllten Rohres unterscheidet. Als wesentlicher Vorteil des Ansatzes sind sowohl die Luft als auch der Stahl zwischen Quelle und Detektor, die für beide Fälle identisch sind, vernachlässigbar. Abbildung 19 (b) veranschaulicht die Daten für ein Rohr mit  $d_i = 9$  mm. Die Berechnung<sup>22</sup> wurde bei einer Temperatur von 286 °C mit den Röntgenspannungen 160 kV und 225 kV durchgeführt.

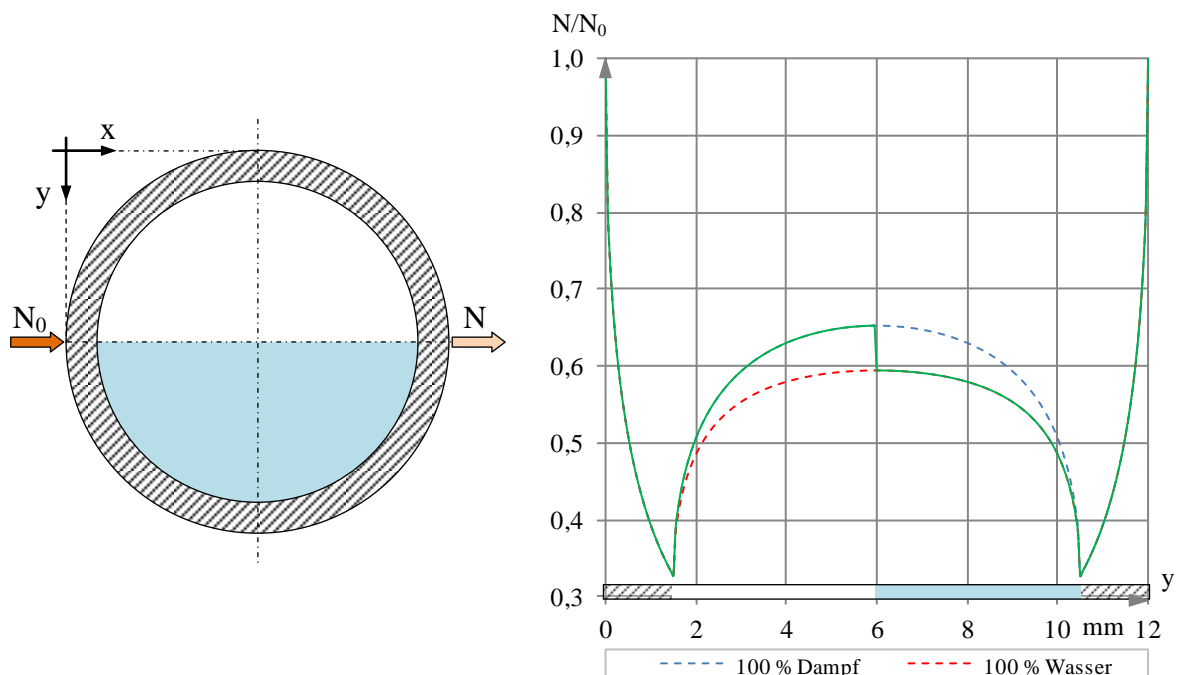
$$\frac{(N/N_0)_{W+D}}{(N/N_0)_W} = \frac{e^{-\mu_W \cdot z_W - \mu_D \cdot (d_i - z_W)}}{e^{-\mu_W \cdot d_i}} \quad (5-5)$$



**Abbildung 19: (a) Lineare Schwächungskoeffizienten von Dampf, Wasser und Stahl  
(b) Verbleibende Strahlung in Abhängigkeit vom Anteil des Wassers**

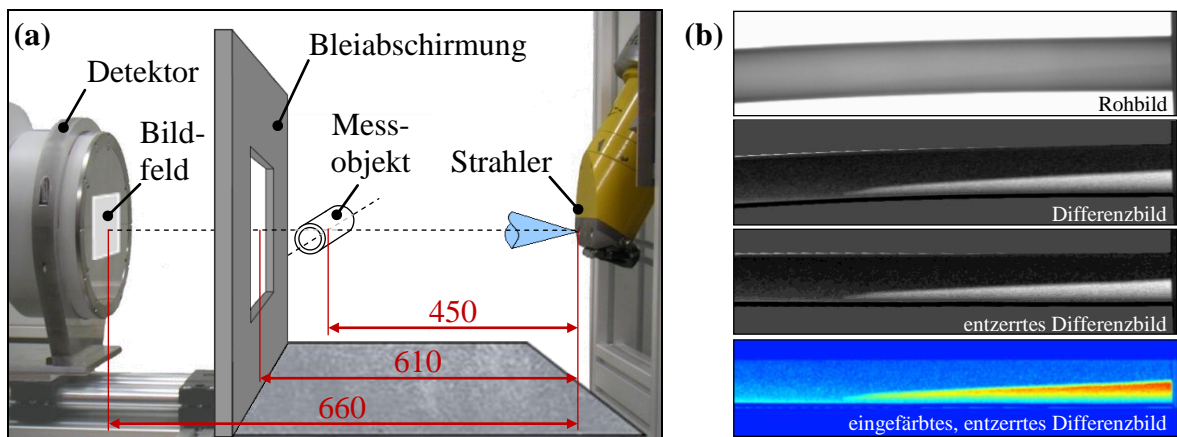
<sup>22</sup> Details zur Berechnung sind Anlage A5.1-2 zu entnehmen.

Aus der Berechnung geht hervor, dass eine Röntgenspannung von 160 kV zu favorisieren ist, da sie ein größeres Kontrastverhältnis liefert. Gleichzeitig unterscheiden sich die am Detektor ankommenden Röntgenstrahlen für das leere und vollständig gefüllte Rohr um weniger als 10%. Da die Rohrwände einen entscheidenden Einfluss auf die Schwächung der Strahlen ausüben, soll abschließend die seitliche Durchstrahlung eines zur Hälfte mit Wasser gefüllten Referenzobjektes ( $d_a = 12 \text{ mm}$ ,  $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $T = 286 \text{ °C}$ ,  $U = 160 \text{ kV}$ ) ermittelt werden. Die Berechnung erfolgt nach (5-2), wobei der Schwächungsanteil durch die Luft zwischen Röntgenstrahler und -detektor vernachlässigbar ist. Abbildung 20 zeigt, dass die Rohrwände eine Schwächung der Röntgenstrahlung bis auf 30% der anfänglichen Intensität bewirken. An der Gas/Liquid-Phasengrenzfläche ist ein Sprung in der normierten Schwächung erkennbar. Der für das zur Hälfte mit Wasser gefüllte Rohr berechnete Wert von 6% repräsentiert zugleich den maximal erreichbaren Unterschied beider Phasen. Es sei darauf hingewiesen, dass die rote (100% Wasser) und die blaue (100% Dampf) Kennlinie die Referenz für jede Messung darstellen. Der Übergang zwischen den beiden Funktionen wird durch die Füllhöhe im Rohr bestimmt, sodass sich insbesondere in Wandnähe schwer feststellbare Unterschiede ergeben. Um den Kontrast zu erhöhen und die Phasentrennung zu erleichtern, soll schon im Vorversuch eine Hintergrundsubtraktion durchgeführt werden. Hierfür ist zunächst die Röntgenprojektion eines leeren, vollständig mit Dampf gefüllten Rohres zu erzeugen. Dieses wird anschließend von der eigentlichen Messung subtrahiert, wodurch nur der Anteil der flüssigen Phase verbleibt (Differenzbild).



**Abbildung 20: Berechnetes Extinktionsprofil eines NKPG bei SWR-Parametern**

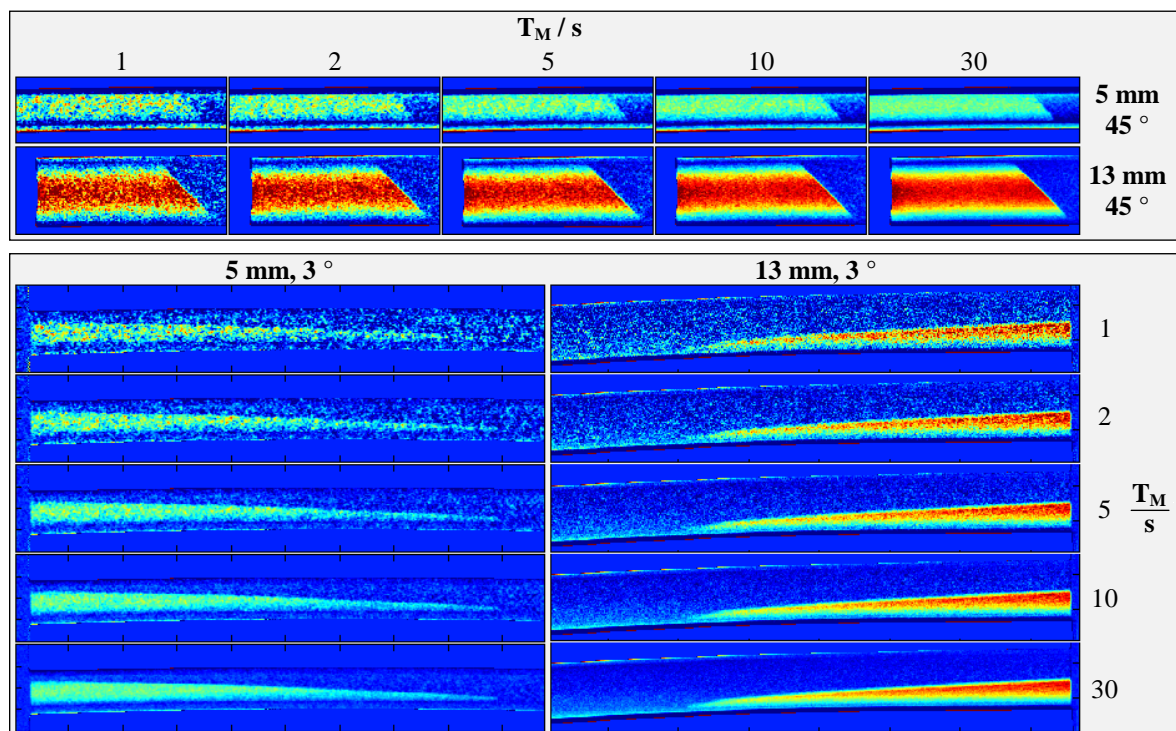
Um die Eignung dieser Vorgehensweise zur Trennung beider Phasen zu überprüfen, ist ein experimenteller Nachweis erforderlich. Da dieser für Wasser/Dampf bei SWR-Parametern nur mit hohem Aufwand realisierbar ist, wird ein realitätsnahes Modell zur Nachbildung der für die Schwächungskoeffizienten relevanten Dichte verwendet. Hierfür wurden vier Phantome gefertigt, welche die Grenzen der Rohrinnendurchmesser ( $d_i = 5$  und  $13$  mm) abdecken und je eine steil ( $45 \pm 2^\circ$ ) sowie eine flach ( $3 \pm 2^\circ$ ) verlaufenden Grenzfläche repräsentieren. Der Werkstoff Buchenholz ist zur Verarbeitung bestens geeignet und zeigt bei Messungen der mittleren Dichte ( $\rho = 740 \pm 40$  kg/m<sup>3</sup>) eine hohe Übereinstimmung mit Wasser bei SWR-Parametern ( $\rho_L = 739,4$  kg/m<sup>3</sup>). Der Dampf ( $\rho_G = 36,6$  kg/m<sup>3</sup>) wird durch Stickstoff ( $\rho_G = 37 \pm 1,2$  kg/m<sup>3</sup> bei  $T = 20 \pm 2$  °C und  $p = 32 \pm 1$  bar) repräsentiert. Als Untersuchungsgeometrie dienen die im späteren realen Experiment verwendeten Rohre aus korrosionsfreiem Stahl mit einer Wanddicke  $w = 1,5$  mm. Diese wurden entsprechend Abbildung 21 (a) senkrecht zur Achse zwischen Röntgenstrahler und Detektor montiert und mit den Versuchsparametern  $U = 160$  kV und  $I = 10$   $\mu$ A durchstrahlt. Die Aufbereitung der Messdaten erfolgte mit der Matlab Image Processing Toolbox nach Abbildung 21 (b) in drei Teilschritten. Nach der Hintergrundsubtraktion wurden vom Röntgenbildverstärker resultierende geometrische Verzerrungen in den Subtraktionsbildern korrigiert und eine farbliche Skalierung entsprechend der Grauwertverteilung vorgenommen. Die auf diese Weise generierten Daten besitzen im Vergleich zu den Rohbildern eine vielfach höhere Aussagefähigkeit.



**Abbildung 21: (a) Schematische Darstellung des Radiografie-Messaufbaus am HZDR  
(b) Datenaufbereitung vom Rohbild zum entzerrten Differenzbild**

Abbildung 22 zeigt die nicht entzerrten, eingefärbten Differenzbilder für alle Phantome bei variabler Messzeit  $T_M$  (Mittelung von  $n = 1 \dots 30$  Einzelbildern mit je 1 s Integrationszeit).<sup>23</sup> Die mit zunehmender Messzeit erhöhte Darstellungsgenauigkeit der Untersuchungsobjekte ist anhand des Signal-Rausch-Abstandes (SNR) quantifizierbar. Dieser beschreibt im Falle von Subtraktionsbildern das Verhältnis aus der Signaldifferenz von Messung und Referenz zur Standardabweichung der Daten. Der maximale gemessene Signal-Rausch-Abstand resultiert bei der Mittelung von 30 Bildern aus dem deutlichsten Schwächungsunterschied, das heißt der jeweils größten Dicke des Körpers und dem leeren Rohr. Bedingt durch die geringere Dicke des Phantomes führen Verringerungen des Innendurchmessers ebenso wie flacher verlaufende Phasengrenzflächen zu einer Verschlechterung des SNR (Mittelwerte:  $SNR = 4,5$  für  $d_i = 5$  mm;  $SNR = 8,9$  für  $d_i = 13$  mm). Da sich das Rauschen, im Gegensatz zum Signal, nur mit der Wurzel der Messzeit verstärkt, folgt mit (5-6) der Zusammenhang zwischen dem SNR und der Messzeit. [Hom09]

$$SNR(n \cdot T_M) = \sqrt{n} \cdot SNR(T_M) \quad (5-6)$$

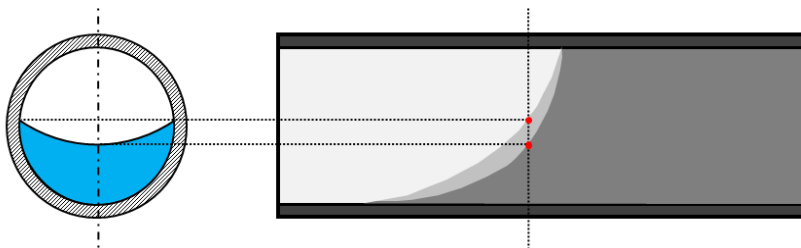


**Abbildung 22: Ergebnisse des Röntgenradiografie Vorversuches für die jeweiligen Probekörper bei unterschiedlichen Messzeiten [Sch11]**

<sup>23</sup> Ausführliche Daten und Quelltexte zur Datenverarbeitung sind Anlage A5.1-2 zu entnehmen.

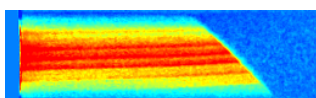
Anhand der Daten wird eine minimale Messzeit von 5 s als erforderlich angesehen. Für diesen Wert ist der Signalanteil mindestens doppelt so hoch wie das Rauschen. Gleichzeitig wird die mittlere Periodendauer der niederfrequenten Temperaturschwankungen durch 95 Messbilder beschrieben. Sofern die Dynamik des Systems eine weitere Erhöhung erlaubt, sollte die maximal mögliche Messdauer ausgewählt werden.

Da der Messaufbau keine tomografischen Aufnahmen (durch Relativbewegungen des Objektes und der Quelle/Detektor Anordnung) erlaubt, soll die Darstellungsgenauigkeit der Radiografie an einem weiteren Phantom überprüft werden. Grundlage dieser Bewertung ist die Röntgenprojektion eines Probekörpers mit nach innen gekrümmter  $45^\circ$  Grenzfläche (Abbildung 23 links, Darstellung als Schnittbild). Aus dem gemessenen Überlagerungsbild (Abbildung 23 rechts) sollen unter der Annahme einer symmetrischen Phasenverteilung dreidimensionale Strukturen rekonstruiert werden. Da die Auswertung ein ausreichendes Kontrastverhältnis erfordert, werden die Experimente für die Konfiguration mit dem besten SNR durchgeführt ( $d_i = 13$  mm;  $T_M = 30$  s).



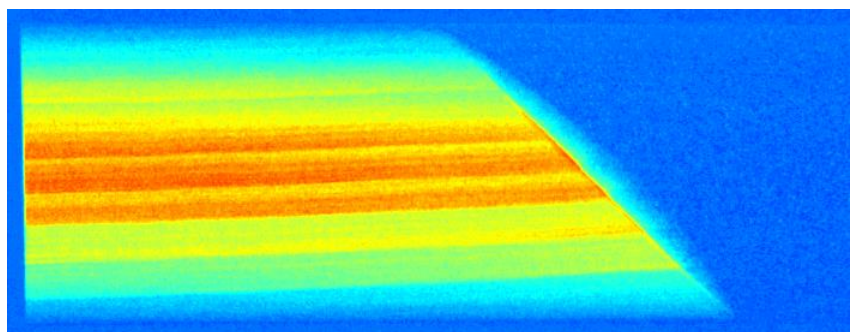
**Abbildung 23: Ansatz zur Rekonstruktion dreidimensionaler Grenzflächenstrukturen**

Die gemessenen Radiografie-Bilder zeigen im Vergleich zur ungekrümmten Grenzfläche keine wesentlichen Unterschiede. Entlang der Schräge ist gegenüber dem Vollrohr eine abweichende Intensitätsverteilung erkennbar. Diese reicht jedoch auch bei der maximalen Ortsauflösung nicht aus, um die Krümmung der Fläche zu visualisieren (Abbildung 24).



**oben:** Konfiguration für die späteren NKPG-Messreihen, Ortsauflösung  $\Delta x \approx 0,18$  mm

**rechts:** Vergleichsdaten bei min. Entfernung von Objekt und Strahler,  $\Delta x \approx 0,05$  mm



**Abbildung 24: Röntgenprojektion der gekrümmten Grenzfläche eines Phantomes**

Um abschließend die Übertragbarkeit der experimentellen Validierung des Messverfahrens auf das Stoffsystem Wasser/Dampf bei SWR-Parametern zu belegen, werden die linearen Schwächungskoeffizienten verglichen. Die Analyse erfolgt bei einer Röntgenspannung von 160 kV, für identische Geometrien und unter der Annahme einer konstanten Dichte aller Phasen. Der maximale Fehler bei der Modellierung des linearen Schwächungskoeffizienten beträgt 12,3 % (Tabelle 13) und ist geringfügig höher als erwartet. Gleichzeitig ist zu beachten, dass die Exponentialfunktion im linearen Schwächungsgesetz die Wirkung der Abweichungen dämpft. Demnach beträgt der größte berechnete Fehler für  $N/N_0$  weniger als 2 %.<sup>24</sup> Bedeutender für die Trennung der Phasen ist das Verhältnis der Koeffizienten  $\mu_G/\mu_L$ . Dieses liegt für das Stoffsystem Wasser/Dampf bei 1:20 und für Holz/Stickstoff bei gemittelt 1:21. Die resultierende Abweichung von 5% bestätigt die Eignung des Modells und die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf die NKPG Randbedingungen.

Reales System T = 286 °C, p = 70 bar			Modell T = 20 ± 2 °C, p = 32 ± 1 bar			
Stoff	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\mu$ [m <sup>-1</sup> ]	Stoff	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\mu$ [m <sup>-1</sup> ]	$\Delta\mu_{\max}$
Wasser	739,4	10,928	Holz <sup>25</sup>	740 ± 40,0	10,382 ± 0,561	10,1 %
Dampf	36,6	0,541	Stickstoff	37 ± 1,2	0,491 ± 0,016	12,3 %
1.4571	7892,9	140,858	1.4571	8000,0 ± 0,8	142,768 ± 0,014	1,4 %

**Tabelle 13: Vergleich des realen Systems mit dem Modell der Röntgenexperimente**

Die Berechnungen bei SWR-Parametern und Experimente an einem realitätsnahen Modell haben bewiesen, dass die nichtinvasive Röntgenradiografie ein geeignetes Verfahren ist, um (quasi-)stationäre Wasser/Dampf-Phasengrenzen bei SWR-Parametern messtechnisch zu erfassen. Bei der eingesetzten Röntgenspannung von  $U = 160$  kV werden qualitativ hochwertige Daten erreicht, solange eine minimale Messzeit von 5 s beachtet und von jeder Messung eine Leerrohr-Aufnahme subtrahiert wird. Das SNR der Subtraktionsbilder erhöht sich mit der Messzeit. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass das SNR proportional zu dem Abbildungsmaßstab und somit nur in Zusammenhang mit der Bildauflösung vergleichbar ist. Die theoretisch mögliche Erhöhung des SNR durch die Annäherung von Objekt und Strahler wird nicht realisiert, da sich durch diese Maßnahme

<sup>24</sup> Eine erweiterte Fehlerrechnung ist Anlage A5.1-2 zu entnehmen.

<sup>25</sup> Berechnet nach [Hub89] und Gleichung (5-4) mit  $\xi_C = 0,5$ ;  $\xi_O = 0,43$ ;  $\xi_H = 0,06$ ;  $\xi_S = 0,01$

der Untersuchungsbereich verkürzt und eine Vergleichbarkeit der Daten für die einzelnen Rohrinnendurchmesser gewährleistet sein muss.

Als wesentliche Einschränkung des Verfahrens ist eine Rekonstruktion dreidimensionaler Grenzflächentopologien nicht realisierbar. Die Messdaten repräsentieren zweidimensionale Überlagerungsbilder, aus welchen nur die äußere Kontur der Phasengrenze eindeutig hervorgeht. Solche Aufnahmen sind geeignet, um die mit den Temperaturpulsationen in Verbindung gebrachte Dynamik des Referenzfüllstandes messtechnisch zu erfassen und zu analysieren. Als quasi-dreidimensionale Eingangsdaten zur Validierung des CFD-Codes Ansys CFX 14 sollen die Experimente mit Ethanol/Luft bei Umgebungsbedingungen herangezogen werden. Die Projektionsaufnahmen lassen auf die innere Krümmung des Zweiphasengebietes schließen und erweisen sich damit als geeignet, um Einzelmodelle der Grenzflächenausbildung (Oberflächenspannung, Benetzung und Kontaktwinkel) durch Vergleiche mit den Simulationsdaten zu überprüfen. Die Temperatur- und Konzentrationsgradienten des realen Systems werden hierbei zunächst vernachlässigt. Bei ausreichender Validität können die angepassten CFD-Modelle anschließend genutzt werden, um die Radiografie-Experimente mit allen relevanten physikalischen Phänomenen zu überprüfen.

Die zweite, anwendungsspezifische Restriktion resultiert aus den Maßen des Bildfeldes am Detektor. Während die Höhe ( $H_B = 130$  mm) ausreichend ist, um alle Neigungswinkel abzudecken, wird der Untersuchungsbereich aufgrund der Breite ( $B_B = 170$  mm) limitiert. Die maximal erfassbare Grenzflächenlänge kann mithilfe des Vergrößerungsfaktors  $V$  nach Gleichung (5-7) berechnet werden. [Lau99] Der Fokus-Objekt-Abstand FOA und der Fokus-Detektor-Abstand FDA geht aus der Versuchskonfiguration (Abbildung 21, Seite 60) hervor. Die höchste messbare Grenzflächenlänge  $L_i = 115$  mm entspricht in Anlehnung an die Ethanol/Luft-Experimente bei Umgebungsbedingungen (Abbildung 11, Seite 41) für  $d_i = 9$  mm einem Neigungswinkel  $\alpha = 2^\circ$ . Die Einbaubedingungen verhindern bei festem FOA eine Erhöhung des Vergrößerungsfaktors durch die Reduktion des FDA. In gewissen Grenzen kann der Messbereich durch gleichzeitige Entfernung des Objektes und Detektors vom Strahler erhöht werden. Die mögliche Neigung bleibt jedoch auf  $2^\circ$  begrenzt.

$$L = \frac{B_B}{V} = B_B \cdot \frac{FOA}{FDA} \quad (5-7)$$



### 5.3 Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei idealer Geometrie und störungsfreier Prozessführung

#### 5.3.1 Durchführung der Versuche zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei idealer Geometrie und störungsfreier Prozessführung

Ziel der Experimente ist die Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen bei unterschiedlicher Geometrie und Isometrie der NPKG. Als variable Parameter der vollfaktoriellen Versuchsmatrix<sup>26</sup> dienen der Innendurchmesser des Rohres ( $d_i = 5 \text{ mm} \dots 11 \text{ mm}$ ; Toleranz  $\pm 0,2 \text{ mm}$ ) sowie der Neigungswinkel ( $\alpha = 2^\circ \dots 8^\circ$ ; Messfehler  $\pm 0,1^\circ$ ). Das NKPG ist so mit dem Einschraubadapter verschweißt, dass im Untersuchungsbereich keine Schweißnaht vorhanden ist. Außerdem ist das Ende der NKPG-Einbindung auf die Innenwandfläche des Einschraubadapters eingeschliffen. Als Medium wird demineralisiertes Wasser (Deionat) verwendet. Der Versuchsstand ist an der Feinfokus-Röntgenanlage des HZDR so zwischen Strahler und Detektor montiert, dass das Rohr seitlich durchstrahlt wird (Abbildung 25).



**Abbildung 25: Versuchsaufbau (zur Veranschaulichung ohne thermische Isolierung)**

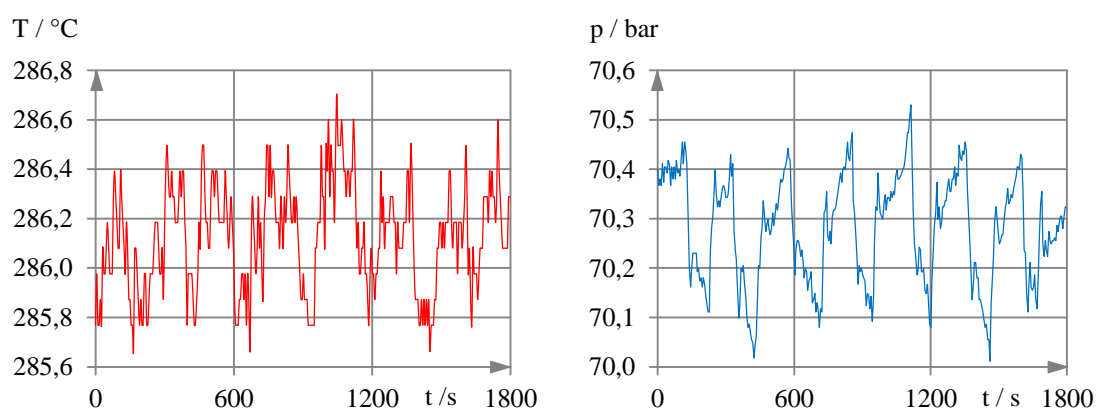
Der Versuchsablauf beginnt nach dem Füllen der Anlage und der Montage des jeweiligen Einschraubadapters. Um unerwünschte Stoffanteile auszuschleusen, wird während des Aufheizvorganges bei  $T \approx 120^\circ \text{C}$  mehrfach entgast. Erst nach Erreichen des Temperatur-Sollwertes wird zur Vermeidung von Fehlern infolge der thermischen Ausdehnung die

<sup>26</sup> Die vollständige Versuchsmatrix enthält Anhang A5.1-4.



Neigung des Rohres eingestellt. Im stationären Betrieb der Anlage erfolgt anschließend die röntgenradiografische Erfassung der Wasser/Dampf-Phasengrenzfläche in den NKPG mit einer Messzeit von 10 Minuten. Die Prozessparameter (Druck; Temperatur beider Phasen und der Umgebung) werden über das LabView-Programm<sup>27</sup> in Zeitabständen von  $T_M = 5$  s protokolliert. Analog erfolgt eine Speicherung der mit den Prozessdaten aus einer externen Stoffwertbibliothek interpolierten Dichten sowie des nach Gleichung (1-2) berechneten Füllstandes. Nach Abschluss der Einzelmessung wird die Orientierung des NKPG durch eine Neigung des Versuchsstandes verändert. Die jeweiligen Winkel werden entsprechend einer Spalte aus der Versuchsmatrix nacheinander gemessen. Da eine Messreihe ohne das Herunterfahren oder den Umbau der Versuchsanlage erfolgen kann, sind als wesentlicher Vorteil gleichbleibende Randbedingungen gewährleistet.

Um die aus dem KKB bekannten Druckschwankungen realitätsnah nachzubilden, wurden die thermischen Verluste der Anlage gezielt ausgenutzt. Im idealen, stationären Betrieb besteht bei konstanten Prozessparametern ein Gleichgewicht zwischen der abgeführten und der zugeführten thermischen Energie. Im Rahmen der vorliegenden Experimente wurden die Reglerparameter so angepasst, dass die Temperaturabsenkungen erst mit einer nahezu gleichen Verzögerung ausgeglichen werden können. Aus diesen Temperaturunterschieden ( $\Delta T \approx \pm 0,5$  K) resultieren Druckdifferenzen ( $\Delta p \approx \pm 0,25$  bar), welche den Bedingungen im KKB nahe kommen und mit einer näherungsweise konstanten Periodendauer auftreten. Einen beispielhaften Verlauf der Druck- und Temperatursignale zeigt Abbildung 26.



**Abbildung 26: Beispielhafte Zeitverläufe der Druck- und Temperatursignale in den Experimenten am Versuchsaufbau „Dünne Rohrleitung I“**

<sup>27</sup> Eine detaillierte Beschreibung des LabView-Programmes ist in Anlage A5.1-3 enthalten.

### 5.3.2 Ergebnisse der Versuche zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei idealer Geometrie und störungsfreier Prozessführung

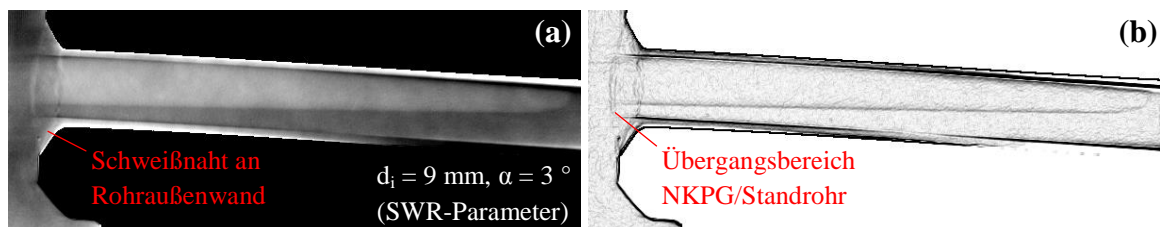
Die Röntgenmessungen wurden bei einer Spannung von  $U = 160\text{kV}$  und einem Strahlstrom von  $I = 52\ \mu\text{A}$  durchgeführt. Die Aufbereitung der Daten erfolgte durch das HZDR in den nachfolgend genannten Schritten. Nähere Erläuterungen sind Kapitel 5.2.2 zu entnehmen.

1. Korrektur der vom Bildverstärker resultierenden geometrischen Verzerrungen in den Rohdatenbildern mittels Koordinatentransformation (Polynom 7. Ordnung)
2. Konvertierung aller 16 Bit-Einzelbilder im Rohdatenformat in 8 Bit PNG-Dateien
3. Erzeugung von Referenzbildern für die jeweils zusammengehörigen Messbild- und Leerrohr-Datensätze (Helligkeitsskalierung durch gewichtete Mittelwertbildung)
4. Berechnung von Differenzbildern aus den Mess- und Leerrohraufnahmen und Bestimmung des Abbildungsmaßstabes

Bei einer Aufzeichnungsrate von 25 Frames/s entspricht die Integration über 25 Frames einer Integrationsdauer von  $T_I = 1\ \text{s}$ . Der Abstand zwischen den erzeugten Bildern ergibt bei einer Verarbeitungsdauer von 30 Frames eine Zeitauflösung von  $\Delta t = 1,2\ \text{s}$ .

Die unabhängig von der Röntgenanlage aufgezeichneten Prozessparameter wurden um die Laufzeitdifferenz zum Computer an der Feinfokus-Anlage korrigiert und geplottet.

In keiner der untersuchten Messreihen<sup>28</sup> wurde eine Dynamik der Gas/Liquid-Grenzfläche beobachtet. Stattdessen stellte sich – wie bei Umgebungsbedingungen (Kapitel 4.3.2, Seite 46ff.) – eine quasi-stationäre Phasengrenze ein, deren Anfang gemäß Abbildung 27 an der Einbindung in das Standrohr liegt.

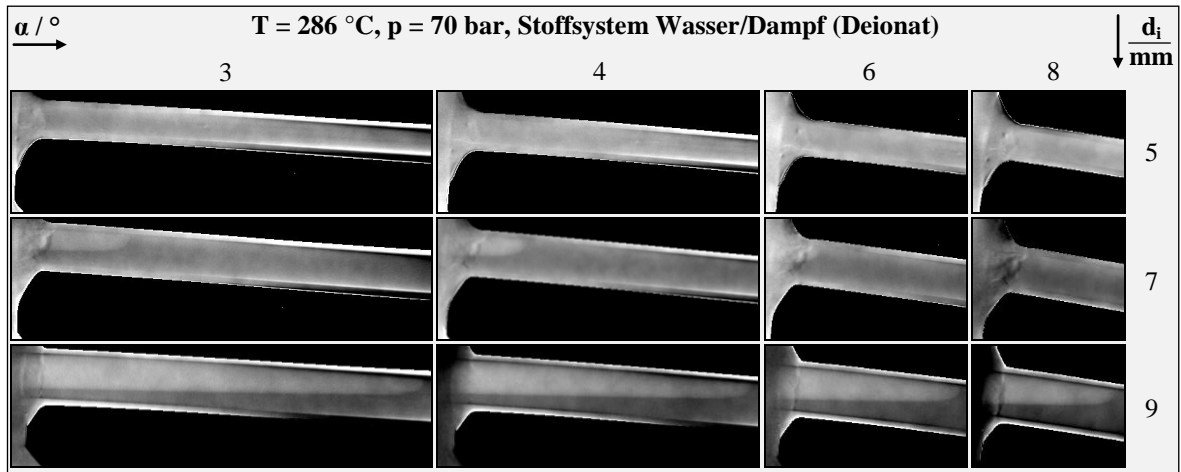


**Abbildung 27: Topologie der Phasengrenzfläche (a) Mittelwert aus 100 Einzelbildern (b) Aufnahme nach Kantendetektion und Invertierung in ImageJ**

<sup>28</sup> Die Daten aller relevanten Versuche sind Anlage A5.1-4 zu entnehmen.

Die Kondensatansammlung im NKPG erfolgt durch zwei unterschiedliche Mechanismen. Zum einen fließt ein Teil des im oberen Abschnitt des Standrohres bereits kondensierten Dampfes gravitationsbedingt in das Pegelgefäß hinein. Da sich im stationären Betrieb ein konstanter Temperaturgradient zwischen dem Untersuchungsobjekt und der Umgebung einstellt, findet außerdem eine permanente Kondensation an den Rohrwänden statt. Diese wird aufgrund der fehlenden thermischen Isolierungsschicht intensiviert. Das lokale Ungleichgewicht zwischen der Kondensation und der Verdampfung führt zur Ansammlung von Wasser in den NKPG, welche in Versuchen mit anfangs leerem Pegelgefäß bestätigt werden konnte. Aus den vorliegenden Röntgenaufnahmen wird geschlossen, dass das überschüssige Kondensat kontinuierlich in das Standrohr zurück läuft. Ein abruptes, mit der Bewegung der Phasengrenze einhergehendes Ausschleusen größerer Liquidpfropfen wurde im gesamten Untersuchungsbereich nicht beobachtet. Dieser Umstand wird auf die vergleichsweise idealen Geometrie- und Prozessbedingungen zurückgeführt. Das NKPG weist keine nennenswerten Kontaktkanten auf, welche die Ausbreitung der Liquidfront beeinflussen können. Des Weiteren ist durch die zunehmende Unterkühlung im Verlauf des Pegelgefäßes auszuschließen, dass die geringen Druckschwankungen ein Ausdampfen der Vergleichssäule bewirken. Eine Verdampfung findet nur in begrenztem Maße entlang der Phasengrenzfläche Wasser/Dampf statt.

Abbildung 28 zeigt beispielhaft die Topologien der Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen für unterschiedliche Rohrinne Durchmesser und Neigungswinkel. Die Daten sind aus jeweils 100 Einzelbildern gemittelt (entspricht  $T_M = 120$  s) und bestätigen die bei der Validierung des Messverfahrens festgestellte Erhöhung des SNR mit dem Rohrinne Durchmesser. Es ist erkennbar, dass das Rohr  $d_i = 5$  mm aufgrund der intensivierten Kapillarwirkung für alle Neigungswinkel nahezu vollständig mit Wasser gefüllt ist. Das Zweiphasengebiet befindet sich im Bereich der Schweißnaht und kann wegen der großen Materialdicken nicht erfasst werden. Mit steigendem Innendurchmesser kann eine Erhöhung der Grenzflächenlänge beobachtet werden. Diese ist außerdem vom Neigungswinkel abhängig und wächst bei der Annäherung zur horizontalen Lage. Der Beginn der Phasengrenze liegt bei allen Versuchen an der Einbindung zwischen NKPG und Standrohr. Da die Höhe der freien Oberfläche in diesem Rohrabschnitt vom Innendurchmesser und der Neigung abhängig ist, resultieren unterschiedliche, aus globaler Sicht stabile Zustände, welche über die gesamte Dauer einer Messreihe gegeben sind.



**Abbildung 28: Ausgewählte Röntgenaufnahmen der Wasser/Dampf-Grenzflächen**

Trotz der ausbleibenden Grenzflächendynamik bilden die quasi-stationären Messdaten eine wichtige Grundlage für die experimentelle Validierung von CFD-Codes. Ausgehend von den Experimenten bei Umgebungsparametern (Kapitel 4, Seite 34ff.) können zunächst vereinfachte numerische Simulationen durchgeführt werden, um die zur Beschreibung der Grenzflächenausbildung benötigten Teilmodelle mit einem akzeptablen Rechenaufwand zu prüfen. Die Gültigkeit der anschließend um den Phasen- und Wärmeübergang erweiterten Modelle kann durch die zweidimensionalen Überlagerungsbilder untersucht werden. Ein solches schrittweises Herangehen wird als zweckmäßig erachtet, um Ungenauigkeiten in den CFD-Codes einfacher lokalisieren zu können. Da die Messdaten für unterschiedliche Rohrgeometrien und -isometrien vorliegen, kann die Wirkung der Oberflächenspannungs- und Gravitationskräfte in einem eingegrenzten Bereich variiert werden.

Für eine Reproduktion der im KKB-NKPG beobachteten Grenzflächendynamik werden im nachfolgenden Schritt ausgewählte Experimente in nichtideale Zustände überführt.

## 5.4 Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei nichtidealer Geometrie und gestörter Prozessführung

### 5.4.1 Validierung der Infrarot-Thermografie als alternatives Messverfahren zur Untersuchung von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG

Um die Ursachen der Übergangsprozesse in den NKPG zu klären, ist eine umfangreiche Erweiterung der Versuchsmatrix erforderlich. Diese kann aufgrund der hohen Kosten und der nur eingeschränkt zur Verfügung stehenden Messzeiten der Feinfokus-Röntgenanlage nicht vollumfänglich am HZDR durchgeführt werden. Zur Beseitigung dieses Nachteiles ist der Einsatz eines diversitären Messverfahrens erforderlich.

Als Grundlage einer alternativen Methode zur Unterscheidung der Phasen dient die bereits in [Ipm05] angewandte Temperaturmessung, die durch den Einsatz von Thermoelementen bisweilen auf lokale Grenzflächendetektionen beschränkt war. Für eine Erweiterung des Messfeldes wird die Infrarot-Thermografie [Sch04] ertüchtigt, welche eine ganzheitliche Erfassung der von einer Oberfläche ausgesandten thermischen Strahlung ermöglicht. Das bildgebende thermografische Verfahren wandelt die Strahlung aus dem unsichtbaren Infrarot-Bereich (IR-Bereich) in für das menschliche Auge wahrnehmbare Wellenlängen um. Auf diese Weise ist es möglich, berührungslos die lokalen und zeitlichen Unterschiede der Strahlungsleistung zu messen. [Ber04] Die IR-Thermografie liefert bei Vorhandensein der Hardware gegenüber der Röntgenradiografie den entscheidenden Vorteil, dass die Messungen nicht an die Zeit- und Kostenplanungen eines Drittanbieters gebunden sind. Somit kann die erweiterte Versuchsmatrix vergleichsweise schnell abgearbeitet werden, um die Bedingungen für das Auftreten von Temperaturschwankungen in NKPG zu klären. Die thermografischen Messungen stellen vielfältige Anforderungen an die Versuchsstrecke [Inf04, Fli12], denen durch folgende Maßnahmen nachgekommen wird:

1. Beschichtung der Testsektion mit einem temperaturstabilen Lack von bekanntem Emissionsgrad, der eine hohe Abstrahlung gewährleistet ( $\epsilon = 0,935$ ; grauer Strahler). Aufgrund der vernachlässigbaren Transmission nicht-transparenter Objekte resultiert ein geringer Reflexionsanteil.
2. Teilweise Einhausung des Versuchsstandes zur Begrenzung von Störstrahlungen und plötzlicher Veränderungen der Umgebungstemperatur (insbesondere durch Zugluft).
3. Berücksichtigung der Messstrecken-Eigenschaften durch automatische Korrekturen des Emissionsgrades in der Kamera-Software. Als Parameter dienen der jeweilige Messabstand, sowie die gemessene Umgebungstemperatur und relative Luftfeuchte.
4. Sicherstellung eines einheitlichen Betrachtungswinkels durch manuelle Ausrichtung des Bildzentrums auf die Mittelachse des NKPG für jedes einzelne Experiment.

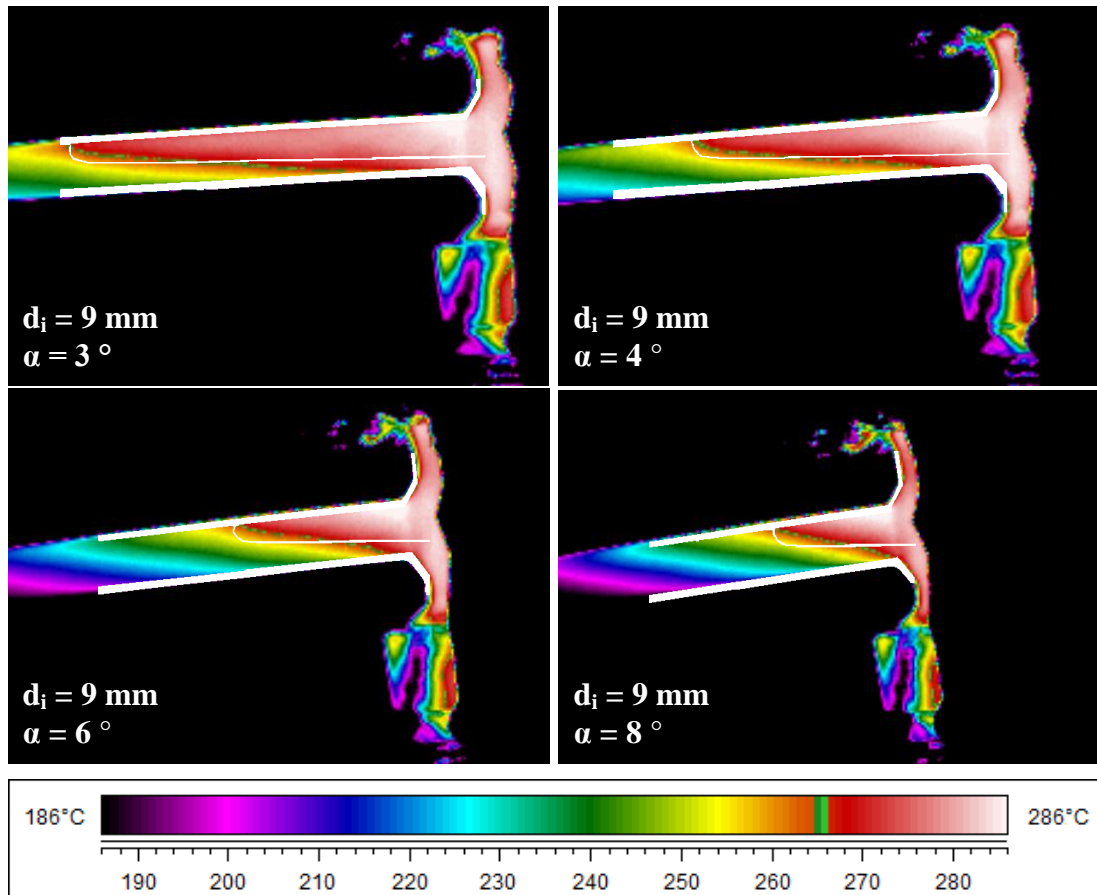
Die Validierung des Messverfahrens erfolgt durch Vergleiche der Infrarot- und Röntgenaufnahmen für stationäre Experimente bei identischen Bedingungen. Für eine deutlichere Phasentrennung werden die von der IR-Kamera<sup>29</sup> aufgezeichneten Sequenzen zunächst mit der zugehörigen Software<sup>30</sup> verarbeitet. Als wesentliche Schritte sind eine einheitliche, aussagekräftige Farbskalierung (Palette "Rain", Skala  $T = 186 \text{ °C} \dots 286 \text{ °C}$ ) sowie eine

---

<sup>29</sup> FLIR A325 (FLIR Systems Inc.)

<sup>30</sup> ThermoCAM Researcher Pro 2.9 (FLIR Systems AB)

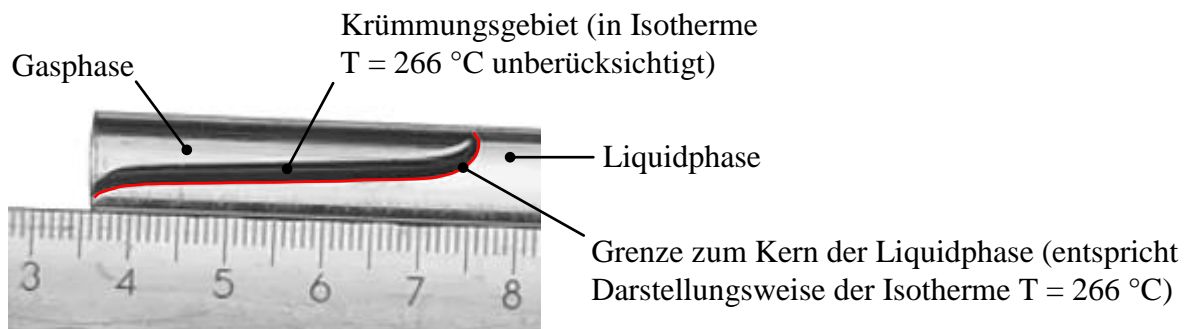
Isotherme, welche die Grenzfläche repräsentiert, zu definieren. Letztere wird durch die Temperatur  $T = 266 \text{ °C}$  festgelegt, welche den steilsten Gradienten im Zweiphasengebiet liefert. Im Anschluss an die Vorverarbeitung der Infrarot-Bilddaten erfolgen die Anpassung des Abbildungsmaßstabes und der Vergleich beider Messverfahren (Abbildung 29).



**Abbildung 29: Vergleich ausgewählter Infrarot- und Röntgenmessdaten (weiß)**

Die Gegenüberstellung der Messverfahren zeigt, dass die Infrarot-Thermografie für eine qualitative Darstellung von stationären Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen in NKPG bei SWR-Parametern geeignet ist. Im oberen Abschnitt des Pegelgefäßes, an dem auch die Mehrzahl der Thermoelemente bei den KKB-Experimenten montiert wurde (vergleiche Tabelle 1, Seite 5), ist eine vergleichsweise hohe Übereinstimmung feststellbar. Dieser Bereich gilt nachfolgend als Referenz zur Untersuchung der Ursachen der im KKB-NKPG beobachteten Temperaturpulsationen. Die Thermografie-Messungen werden ausschließlich zu diesem Zweck genutzt. Diese Einschränkung resultiert einerseits aus der Beeinflussung des Wärmeübergangsverhaltens durch den schwarzen Lack (erhöhte Abstrahlung), vor allem aber aus der gegenüber der Röntgenradiografie sehr geringen Ortsauflösung. Für qualitativ hochwertige Darstellungen des Zweiphasengebietes wäre es erforderlich, die Experimente mit einer Grenzflächendynamik erneut röntgenradiografisch zu untersuchen.

Es sei darauf hingewiesen, dass die Isotherme  $T = 266 \text{ °C}$  in Anlehnung an Abbildung 30 ausschließlich den Übergang zum Kern der Liquidphase beschreibt. Der Kondensatfilm an den Innenwänden des Pegelgefäßes und die aus der Kapillarität resultierende Krümmung der Grenzfläche zur Kernphase bleiben bei einer solchen Betrachtung unberücksichtigt. Trotz dieser Einschränkungen erscheint die Definition der Isotherme zweckmäßig, da die Temperatursignale im Krümmungsbereich ein signifikant höheres Rauschen aufweisen und die Trennung der Phasen dadurch erschweren. Die Isotherme dient im Wesentlichen der Visualisierung dynamischer Prozesse im NKPG. Da die tatsächlichen Temperaturen von ihrer Definition unabhängig sind, können für die nachfolgenden Experimente Fehler durch die falsche Wahl der Isotherme ausgeschlossen werden. Um ein mögliches Abtropfen von Wasser aus dem Pegelgefäß in das Standrohr erkennen zu können, werden in ausgewählten Beispielen zusätzlich die Isothermen im Krümmungsgebiet vergleichend analysiert.



**Abbildung 30: Charakteristik der Isothermen zur Visualisierung der Grenzfläche**

#### **5.4.2 Durchführung der Versuche zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei nichtidealer Geometrie und gestörter Prozessführung**

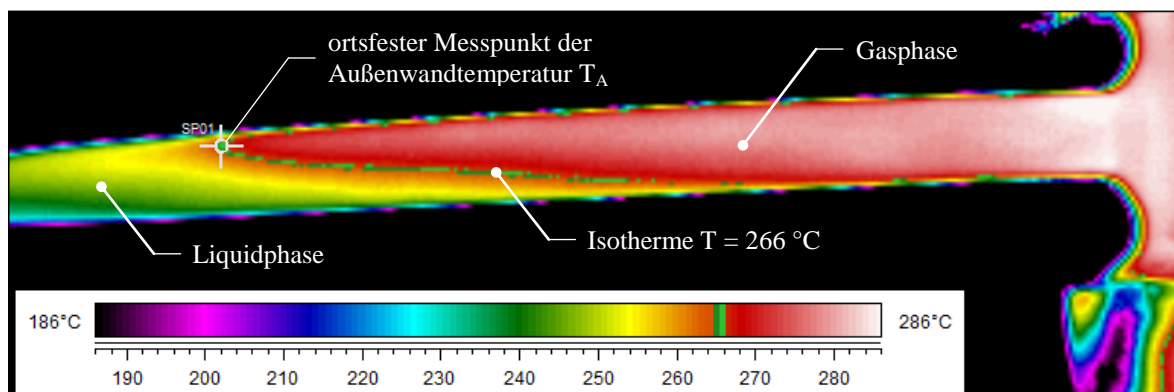
Das Ziel der Experimente besteht in einer Reproduktion der im KKB-NKPG festgestellten Temperaturpulsationen durch das gezielte Einprägen von Störgrößen. Zur Realisierung einer nichtidealen Geometrie und Prozessführung werden folgende Effekte untersucht:

1. Thermische Isolierung des Anfangsbereiches der NKPG-Einbindung zum Standrohr (vergleiche Tabelle 1, Seite 5)
2. Schnelle Druckabsenkungen an der Versuchsanlage
  - a. mit Stoffübergang an den Systemgrenzen (Abblasen von Wasserdampf)
  - b. ohne Stoffübergang an den Systemgrenzen (Unterbrechung der Beheizung)
3. Liquideintrag in das Pegelgefäß durch einen erhöhten Füllstand im Druckbehälter
4. Kombination der Störgrößen aus den Punkten 2. und 3.

Die Untersuchungsgeometrie umfasst zur Reduktion der teilfaktoriellen Versuchsmatrix<sup>31</sup> ausschließlich NKPG mit einem Innendurchmesser von  $d_i = 9$  mm und einem Neigungswinkel von  $\alpha = 2^\circ$ . Abweichend hiervon wird für die Quantifizierung des Rauschanteiles in den Rohraußenwandtemperaturen und für die Interpretation der zuvor aufgezeichneten Röntgenmessdaten der ideale Zustand mit  $d_i = 9$  mm und  $\alpha = 2 \dots 6^\circ$  betrachtet. Um die mit dem KKB vergleichbaren Druckschwankungen (vergleiche Abschnitt 5.3.1, Seite 65ff.) im Normalbetrieb zu erhalten, werden die Parameter des Heizungsreglers aus den Radiografie-Experimenten übernommen. Als Medium dient demineralisiertes Wasser.

Ausgangspunkt der Experimente ist der stationäre Betrieb der Versuchsanlage, welcher zu Beginn der Messung für eine Dauer von 20 Minuten geprüft wird. Anschließend erfolgt die Aufprägung der jeweiligen Störgröße mit einer Beobachtung der Übergangsvorgänge bis zu einer Gesamtmesszeit von 60 Minuten. Die Betriebsparameter werden in Analogie zu den Röntgen-Experimenten in LabView gespeichert. Parallel erfolgt in Zeitabständen von  $T_M = 0,5$  s die Aufzeichnung der Infrarot-Bildsequenzen durch die Kamera-Software.

Da die Messprogramme nacheinander gestartet werden, ist zur Datenauswertung zunächst die Kompensation eines individuellen zeitlichen Offsets in den Betriebsparameter-Signalen erforderlich. Wegen der vorherigen Kalibrierung der Messmittel und der internen Signalverarbeitung im LabView-Skript<sup>32</sup> ist für die Prozesswerte keine weitere Bearbeitung notwendig. Die Auswertung der Infrarot-Sequenzen erfolgt gemäß Abbildung 31 durch die Analyse des zeitlichen Verlaufes der lokalen NKPG-Außenwandtemperatur  $T_A$  in einem ortsfesten Messpunkt am oberen Ende der Phasengrenzfläche. Dieser wird gemeinsam mit den Prozessparametern in Diagrammen dargestellt.



**Abbildung 31: Lage des ortsfesten Messpunktes in den Infrarot-Bildern**

<sup>31</sup> Die vollständige Versuchsmatrix enthält Anhang A5.2.

<sup>32</sup> Eine detaillierte Beschreibung des LabView-Programmes ist in Anlage A5.1-3 enthalten.



### 5.4.3 Auswertung der Versuche zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei nichtidealer Geometrie und gestörter Prozessführung

#### 5.4.3.1 Messreihen im stationären Zustand (i-00-W und i-hL-W)

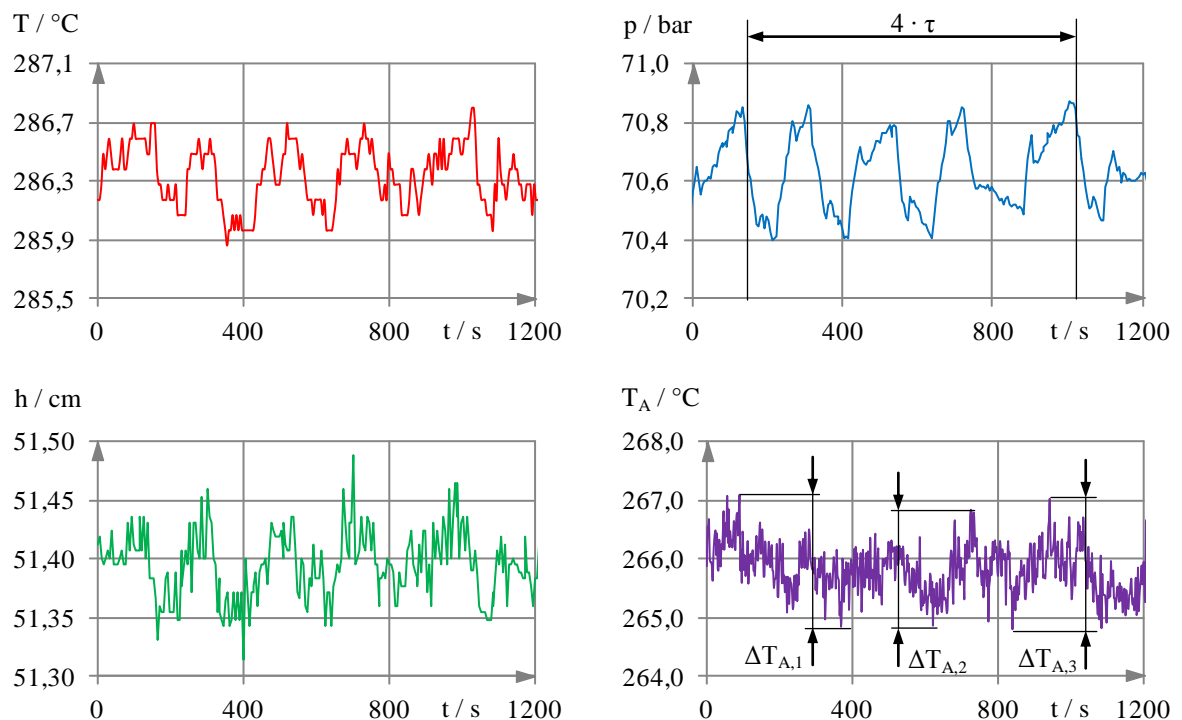
Die Ableitung der Parameter aus den stationären Messungen erfolgt in vier Einzelschritten:

1. Berechnung des empirischen Mittelwertes  $\bar{x}$  und der empirischen Standardabweichung  $s$  nach (5-8) und (5-9) für die Temperatur  $T$ , den Druck  $p$  und den Füllstand  $h$ .

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n x_i \quad (5-8)$$

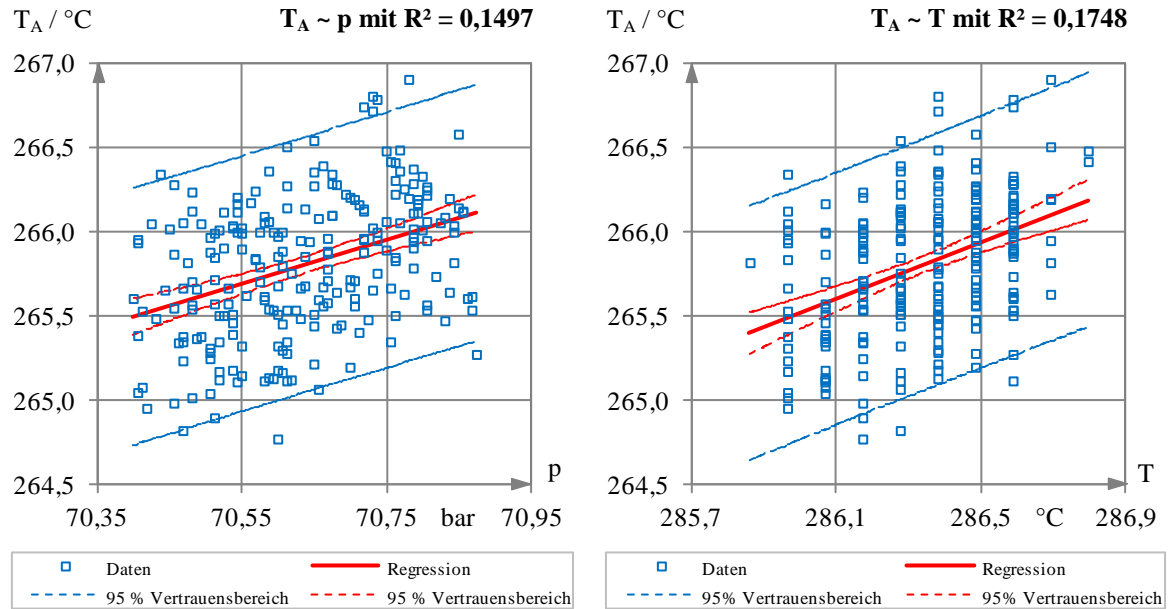
$$s = \left[ \frac{1}{n-1} \cdot \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2 \right]^{1/2} \quad (5-9)$$

2. Schätzung der mittleren Periodendauer  $\tau$  und ihrer empirischen Standardabweichung aus der Laufzeit zwischen mindestens zwei vollständigen, aufeinanderfolgenden Perioden (Abbildung 32, oben). Als Bezugsgröße wird der Druck  $p$  verwendet.
3. Berechnung der mittleren Pulsationsbreite  $\Delta T_A$  der Außenwandtemperatur  $T_A$  und ihrer empirischen Standardabweichung aus den Extremwerten dreier äquidistanter Zeitfenster (Abbildung 32, unten).



**Abbildung 32: Bestimmung der mittleren Periodendauer  $\tau$  und der Pulsationsbreite der Außenwandtemperatur  $\Delta T_A$  im stationären Experiment**

4. Prüfung der Proportionalität zwischen der Außenwandtemperatur  $T_A$  und den Prozessparametern  $p$  sowie  $T$ . Als Kriterium dient das Vorzeichen des Anstieges einer linearen Regressionsgleichung, deren Güte das Bestimmtheitsmaß  $R^2$  beschreibt (Abbildung 33).

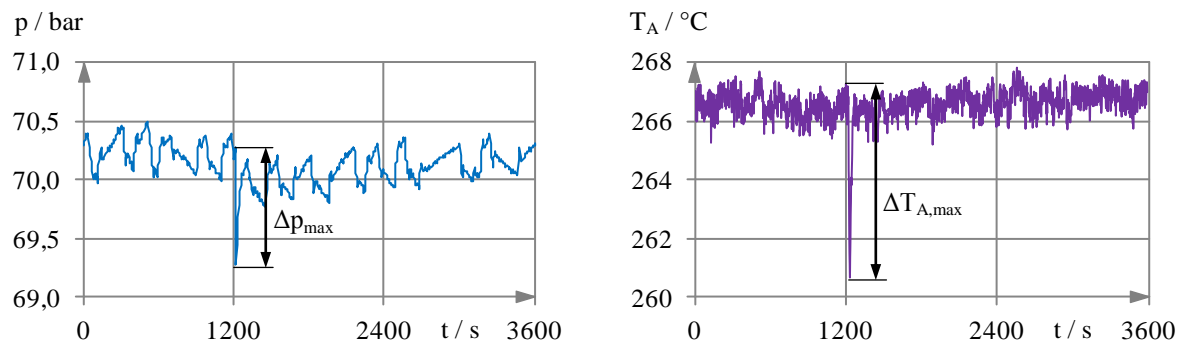


**Abbildung 33: Lineare Regression des Messwertes  $T_A$  mit den Prozessgrößen  $p$  und  $T$**

#### 5.4.3.2 Messreihen mit schneller Druckabsenkung (i-dp-W und i-hL+dp-W)

In den Versuchen mit schneller Druckabsenkung wird ausschließlich der Übergangsbereich zur Bestimmung der Temperaturpulsationen verwendet. Abbildung 34 zeigt die Ermittlung der Außenwandtemperaturänderung  $\Delta T_{A,\max}$  infolge eines Druckimpulses  $\Delta p_{\max}$ . Für beide Parameter wird unabhängig von der Richtung der Auslenkung der Betragswert betrachtet.

Auf die Berechnung der gemittelten Prozessparameter und ihrer Standardabweichung wird aufgrund der dynamischen Übergangsvorgänge verzichtet. Der Anfangsbereich ( $t \leq 1200$  s) jeder Messung dient als erweiterte Datenbasis für die stationäre Betrachtung nach 5.4.3.1.



**Abbildung 34: Analyse der Temperaturpulsationen bei schnellen Druckabsenkungen**

#### 5.4.4 Ergebnisse der Versuche zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei nichtidealer Geometrie und gestörter Prozessführung

##### 5.4.4.1 Messreihen im stationären Zustand (i-00-W)

Die Experimente<sup>33</sup> wurden entsprechend Tabelle 14 unter nahezu konstanten Bedingungen durchgeführt. Die größte relative Standardabweichung einer Einzelmessung ist mit 0,2 % für den Druck und 0,1 % für die Temperatur vernachlässigbar. Zwischen allen Messreihen betrug die maximale Variation des Druckes 2 % und der Temperatur 0,5 %. In diesem Streuband weichen die Prozessparameter um weniger als 5 % von der Sättigungsdampfdruckkurve von Wasser ab (siehe Abbildung 36 (b), Seite 78). Auch der Füllstand kann mit einer maximalen relativen Standardabweichung von 0,1 % in den Einzelmessungen und einer Variation von 4,8 % über die gesamte Versuchsmatrix als konstant betrachtet werden.

Es sei darauf hingewiesen, dass die Periodendauer der Druckschwankungen zwischen allen Einzelexperimenten mit einer Abweichung von bis zu 220 % stark variiert. Dieser Umstand ist auf einige wenige Versuche zurückzuführen, in denen die Temperatur im Druckbehälter aufgrund günstiger Umgebungsbedingungen nahezu konstant bleibt. Erst der Vergleich der Mittelwerte zwischen den Messreihen zeigt geringere maximale Fehler von etwa 29 %.

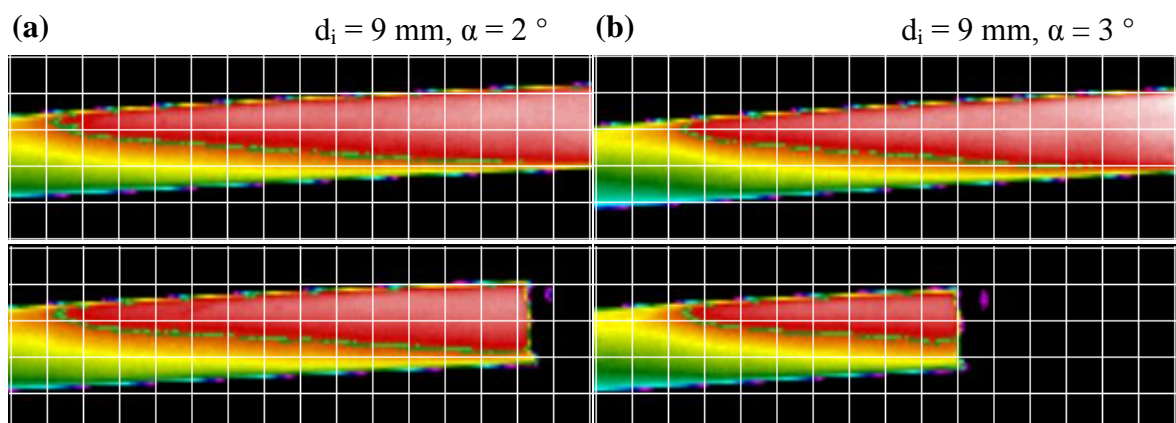
	Messreihe i-00-W-...						
	9-2-0	9-3-0	9-4-0	9-6-0	9-2-60	9-3-60	9-3-60
$\bar{p}$ [bar]	69,87	70,16	70,09	69,91	70,31	70,76	70,86
$s_{p,rel}$ [%]	0,17	0,16	0,16	0,16	0,16	0,15	0,16
$\bar{\tau}$ [s]	263,72	249,55	243,78	295,44	283,11	230,10	294,03
$s_{\tau,rel}$ [%]	5,04	2,83	3,64	2,16	6,15	3,49	7,86
$\bar{T}$ [°C]	285,75	285,95	285,93	285,78	286,07	286,49	286,44
$s_{T,rel}$ [%]	0,07	0,08	0,08	0,08	0,07	0,07	0,07
$\bar{h}$ [cm]	51,67	51,73	51,66	51,55	51,49	51,51	51,54
$s_{h,rel}$ [%]	0,05	0,06	0,05	0,06	0,05	0,05	0,04
$\Delta T_A$ [K]	2,30	1,55	1,45	1,64	2,14	1,90	1,61
$s_{\Delta T_A,rel}$ [%]	8,22	10,67	12,64	8,70	10,60	7,71	6,21
$T_A = f(p)$	$T_A \sim p$	$T_A \sim p$	$T_A \sim p$	$T_A \sim p$	$T_A \sim p$	$T_A \sim p$	$T_A \sim p$
$R^2(T_A, p)$	0,0845	0,1574	0,1629	0,1648	0,1203	0,1573	0,0948
$T_A = f(T)$	$T_A \sim T$	$T_A \sim T$	$T_A \sim T$	$T_A \sim T$	$T_A \sim T$	$T_A \sim T$	$T_A \sim T$
$R^2(T_A, T)$	0,0424	0,0830	0,0783	0,0601	0,1043	0,0695	0,0361

**Tabelle 14: Signifikante Parameter der Versuche im stationären Anlagenbetrieb**

<sup>33</sup> Anlage A5.2-1 enthält die Datenbasis und beispielhafte Experimente der Versuchskampagne i-00-W.

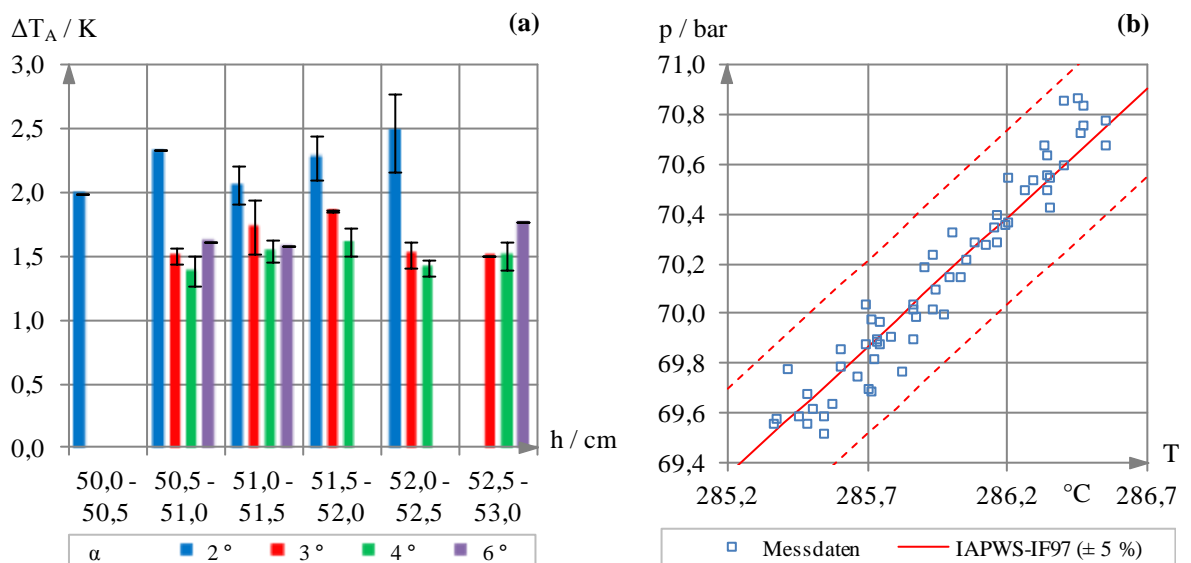
Die lokale Wandaußentemperatur am NKPG schwankt nach Tabelle 14 für alle Reihen gemittelt über eine Breite von  $\Delta T_A \approx 2$  K. Die maximale Amplitude eines Einzelversuches wurde in einem thermisch nicht isolierten Rohr mit einem Innendurchmesser von 9 mm und einer Neigung von  $2^\circ$  mit  $\Delta T_A/2 = \pm 1,5$  K gemessen. Trotz des vergleichsweise geringen Bestimmtheitsmaßes verhält sich die NKPG-Außenwandtemperatur in allen Versuchen proportional zum Druck und der Temperatur der Versuchsanlage. Dieses Verhalten ist durch die im stationären Betrieb auftretenden, gezielt eingepprägten Druckänderungen begründbar. Sobald der Heizungsregler eine geringere Leistung liefert, sinkt neben der Anlagentemperatur vor allem der Druck. Dies führt zu einer erhöhten Kondensationsrate im NKPG, in deren Folge die Phasengrenzfläche voranschreitet und die lokale Temperatur durch den Kontakt mit der Liquidphase herabsenkt. Bei der anschließenden Erhöhung der Heizleistung wird der Phasenübergang durch Verdampfung intensiviert. Die Grenzfläche schreitet zurück und an der lokalen Messstelle befindet sich erneut heißer Dampf.

Bei einer Gegenüberstellung der Messreihen mit identischen Neigungswinkeln sind nach der zusätzlichen thermischen Isolierung der NKPG-Anbindung an das Standrohr keine signifikanten Änderungen der Temperaturpulsationen beobachtbar. Da die Abweichungen zwischen den sonst identischen Konfigurationen unterschiedliche Vorzeichen aufweisen, werden sie trotz der Mittelwertbildung aus mehreren Einzelversuchen auf das Rauschen des Temperatursignales zurückgeführt. Abbildung 35 verdeutlicht, dass die Phasengrenze bei NKPG mit thermisch isoliertem Anfangsbereich lediglich verschoben wird. Da sich die grundlegende Topologie nicht verändert und die lokale Messposition in beiden Fällen außerhalb der Isolierungsschicht liegt, sind die gemessenen Temperaturschwankungen nahezu identisch. Die Experimente mit und ohne eine thermische Isolierung der Standrohr-Anbindung werden daher bei der weiteren Datenauswertung zusammenfassend betrachtet.



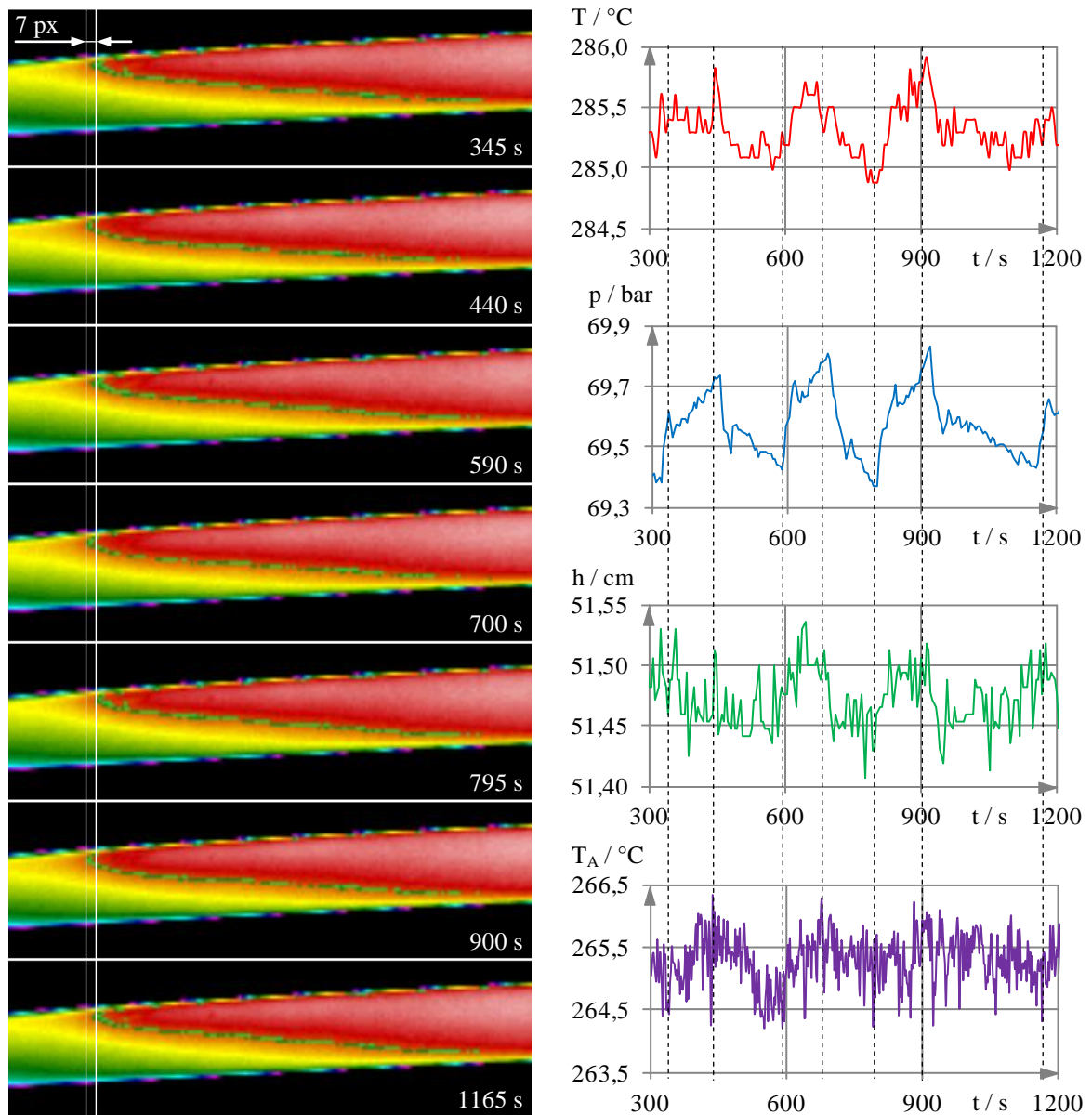
**Abbildung 35: Topologie der Phasengrenze ohne (oben) und mit (unten) zusätzlicher thermischer Isolierung der NKPG-Einbindung an das Standrohr**

Abbildung 36 (a) zeigt die mittlere Pulsationsbreite der Außenwandtemperatur  $\Delta T_A$  bei der Gruppierung nach unterschiedlichen Klassen des Füllstandes  $h$ . Es ist erkennbar, dass die Temperaturschwankungen bei einer Neigung von  $\alpha = 2^\circ$  größer ausfallen, als bei der weiteren Entfernung von der Horizontalen. Diese Beobachtung ist übereinstimmend mit der in Abschnitt 4.3.2 festgestellten verringerten Phasengrenzflächenstabilität für kleine Neigungswinkel. Für  $\alpha \geq 3^\circ$  schwanken die gemessenen lokalen Temperaturpulsationen stochastisch in einem Band von  $\Delta T_A = 1,6$  K. Da kein reproduzierbarer Zusammenhang zum Neigungswinkel und zum Behälterfüllstand erkennbar ist, wird geschlussfolgert, dass die Temperaturpulsationen in erster Linie aus dem Signalrauschen resultieren.



**Abbildung 36: (a) Mittelwerte und Standardabweichungen der Pulsationsbreite für einzelne Füllstandsklassen (weitere Abhängigkeiten in Anlage A5.2-1) (b) Druck-Temperatur-Diagramm aller stationären Experimente**

Die stationären Versuche bestätigen die in den vorangegangenen Radiografie-Messungen (vergleiche Kapitel 5.3, Seite 65ff.) beobachtete stabile Grenzflächenlage. Abbildung 37 zeigt beispielhaft die Topologie der Phasengrenze für definierte Zeitpunkte, in denen die lokale Rohraußenwandtemperatur  $T_A$  abwechselnd zwischen Werten nahe den Extrema schwankt. Die Amplitude der Temperaturpulsationen beträgt  $\Delta T_A/2 = \pm 1,1$  K und bewirkt eine Bewegung der freien Oberfläche um  $\Delta s \approx \pm 0,67$  mm (maximaler Abstand zwischen den Grenzflächen-Endpunkten: 7 px; Abbildungsmaßstab: 5,25 px/mm). Ausgehend von einem Fehler des Maximalabstandes von  $\pm 1$  px und des Maßstabes von  $\pm 0,2$  px/mm beträgt der maximale Fehler der berechneten Wegänderung  $\pm 0,12$  mm ( $\pm 18\%$ ).



**Abbildung 37: Dynamik der Wasser/Dampf-Phasengrenze im stationären Betrieb der Versuchsanlage ( $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 2^\circ$ ,  $L_{fi} = 0 \text{ mm}$ )**

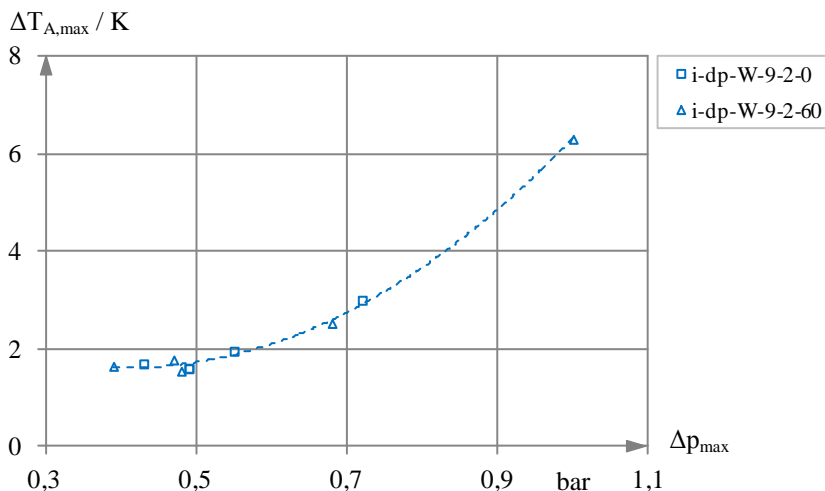
Bei einer Gegenüberstellung der unter ähnlichen Bedingungen durchgeführten Infrarot- und Röntgenexperimente wird deutlich, dass die im stationären Betrieb auftretende Dynamik der Grenzfläche im radiografischen Bildmaterial nur schwer detektierbar ist. Bei einem Abbildungsmaßstab von  $7,35 \text{ px/mm}$  beträgt der maximale Gesamtabstand zwischen den Endpunkten der Grenzfläche für  $\Delta s = \pm 0,67 \text{ mm}$  rechnerisch  $9,8 \text{ px}$ . Da der Maßstab zwischen den Messungen um  $\pm 0,1 \text{ px/mm}$  variierte und bei der Bestimmung der Lage ein Fehler von  $\pm 1 \text{ px}$  auftreten kann, ist im ungünstigsten Fall eine Bewegung des Endes der Phasengrenze um lediglich  $7 \text{ px}$  feststellbar. Die Auswertung der Bilddaten wird zusätzlich durch das Signalrauschen erschwert. Damit liegt der entscheidende Vorteil der Infrarot-

Thermografie in der Tatsache, dass eine mögliche Dynamik der Grenzfläche nicht rein subjektiv festgestellt wird. Stattdessen erlaubt die Kamera-Software eine Quantifizierung zeitlicher Änderungen der Rohraußenwandtemperatur, welche als physikalische Messgröße der Phasenverteilung im NKPG betrachtet werden kann.

#### 5.4.4.2 Messreihen mit schnellen Druckabsenkungen (i-dp-W)

Basierend auf der im stationären Betrieb festgestellten direkten Proportionalität zwischen dem Anlagendruck  $p$  und der NKPG-Außenwandtemperatur  $T_A$  werden in der vorliegenden Versuchskampagne schnelle, negative Druckimpulse als mögliche Ursache für dynamische Änderungen der Grenzflächenlage betrachtet.<sup>34</sup> Ausgehend vom idealen Zustand wurden hierfür negative Drucksprünge mit einer Amplitude von  $\Delta p = 0,4 \dots 1$  bar aufgeprägt. Die Druckentlastung erfolgte sowohl durch eine manuelle Betätigung des Sicherheitsventiles als auch durch eine kurzzeitige Abschaltung der elektrischen Beheizung.

Abbildung 38 veranschaulicht die aus einem Druckimpuls  $\Delta p_{\max}$  resultierende Änderung der lokalen Rohraußenwandtemperatur  $\Delta T_{A,\max}$ . Wie in den vorangegangenen stationären Experimenten folgen die Daten der beiden Versuchskampagnen mit und ohne thermische Isolierung der NKPG-Anbindung zum Standrohr einer gemeinsamen Regressionsfunktion. Die Temperaturabsenkungen zeigen eine signifikante Abhängigkeit von der Amplitude der negativen Druckimpulse und überschreiten die stationären Temperaturschwankungen um ein Vielfaches.

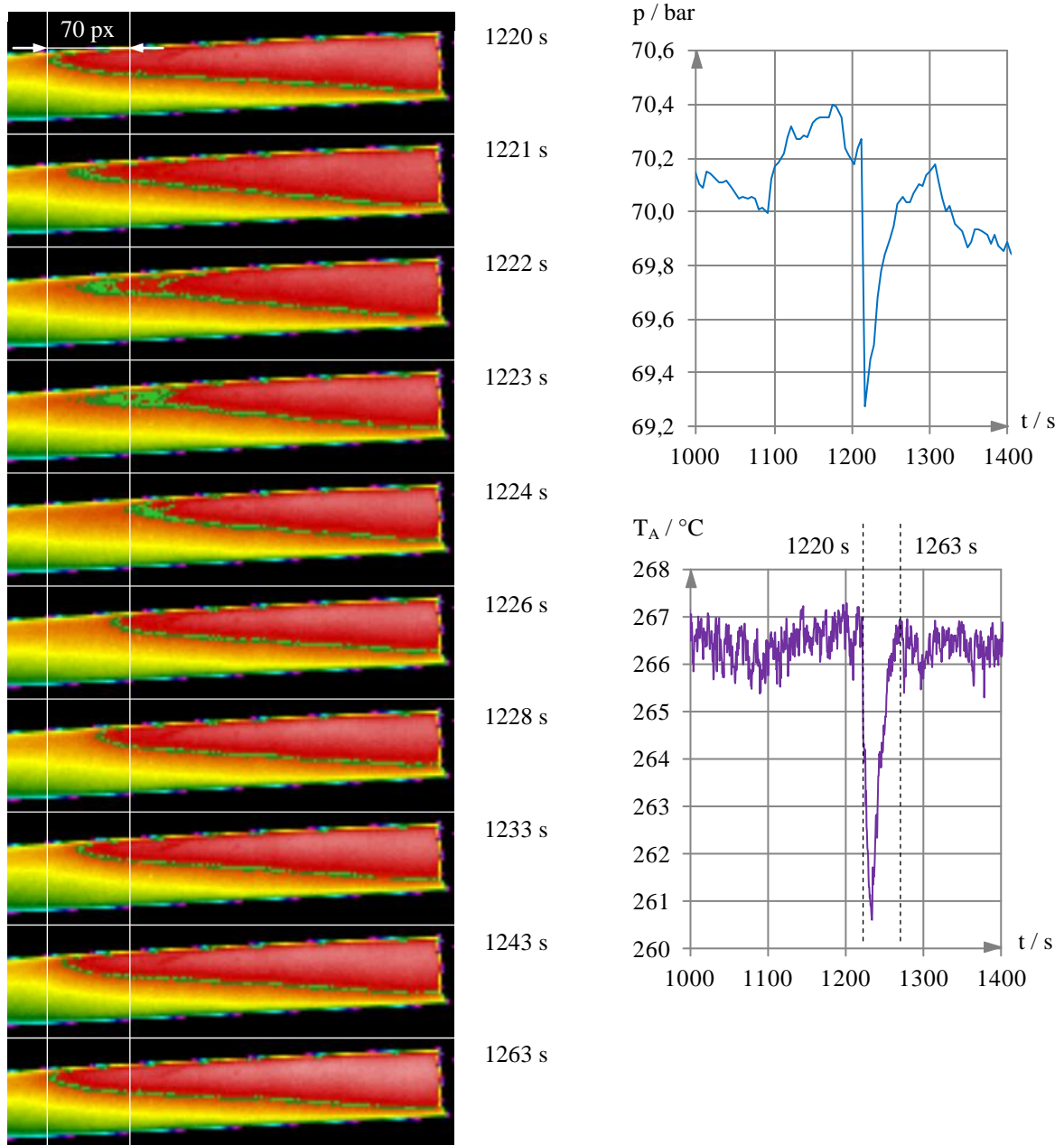


**Abbildung 38: Außenwandtemperatursprünge  $\Delta T_{A,\max}$  bei Druckabsenkungen  $\Delta p_{\max}$  ( $d_i = 9$  mm,  $\alpha = 2^\circ$ ,  $L_{ti} = 0$  und 60 mm)**

<sup>34</sup> Anlage A5.2-2 enthält die Datenbasis und beispielhafte Experimente der Versuchskampagne i-dp-W.



Die aus einem negativen Druckimpuls resultierende Dynamik der Phasengrenzfläche ist beispielhaft in Abbildung 39 dargestellt. Die festgelegte Isotherme der lokalen NKPG-Außenwandtemperatur schreitet nach dem Druckabfall nahezu unverzögert im Pegelgefäß voran, wodurch ein Abfall der lokalen Messgröße  $T_A$  um mehr als 6 K festzustellen ist. Da die Entlastung zu einer Unterschreitung des Sättigungsdampfdruckes von Wasser führt, wird im Nassdampfgebiet das Aufwallen des Referenzfüllstandes als wesentliche Ursache für die Temperaturschwankungen angesehen. Erst bei der Wiederannäherung an den Sättigungsdampfdruck erreicht die Phasengrenzfläche ihre ursprüngliche Lage.



**Abbildung 39: Dynamik der Wasser/Dampf-Phasengrenze während eines negativen Druckimpulses von  $\Delta p_{\max} = 1$  bar ( $d_i = 9$  mm,  $\alpha = 2^{\circ}$ ,  $L_{ti} = 60$  mm)**



Ausgehend von der Lage der Isotherme ergibt sich mit der in Abbildung 39 visualisierten Temperaturverteilung im NKPG bei einem Druckabfall von  $\Delta p_{\max} = 1$  bar ein kurzzeitiges Voranschreiten der Phasengrenzfläche um  $\Delta s = 13,3 \pm 0,7$  mm ( $70 \pm 1$  px Maximalabstand zwischen den Endlagen der Grenzfläche bei  $5,25 \pm 0,2$  px/mm Abbildungsmaßstab). Der maximale relative Fehler der berechneten Wegänderung ist mit etwa  $\pm 6$  % deutlich geringer als in den Experimenten bei einem stationären Anlagenbetrieb. Eine Erhöhung der Messgenauigkeit ist durch die Anwendung der Röntgenradiografie mit einer Auflösung von  $7,35 \pm 0,1$  px/mm realisierbar. Bei einer identischen Dynamik des Referenzpegels und unter der Annahme eines Fehlers von  $\pm 1$  px bei der Lagebestimmung entspricht das Rückschreiten der Phasengrenzfläche einem Bildabstand von mindestens 94 px.

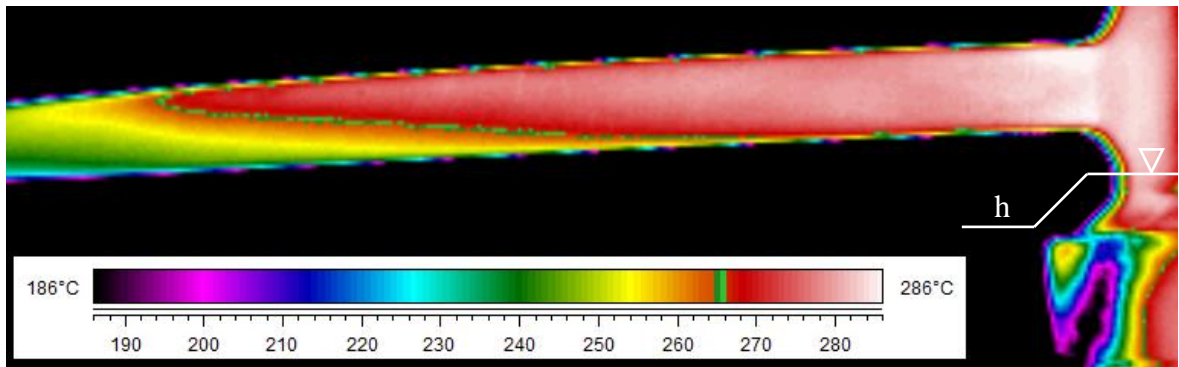
Die durchgeführten Versuche zeigen, dass negative Druckimpulse zu einer Dynamik der Phasengrenze im Pegelgefäß führen. Der mit der Thermografie aufgezeichnete Verlauf der Übergangsprozesse für die lokale NKPG-Außenwandtemperatur  $T_A$  ist durch ein Minimum gekennzeichnet, das mit dem Druckabfall korreliert. Nach dem Ende der Druckabsenkung  $\Delta p_{\max}$  kehrt das System während eines Übergangsvorganges in den stationären Zustand zurück. In diesem zweiten Abschnitt der Impulsantwort steigt die lokale Temperatur an der NKPG-Außenwand bis zum ursprünglichen Wert vor der gezielt aufgeprägten Störung an. Im weiteren zeitlichen Verlauf von  $T_A$  werden entsprechend Abschnitt 5.4.4.1, Seite 76ff., Temperaturpulsationen mit einer maximalen Amplitude von  $\Delta T_A/2 = \pm 1,5$  K beobachtet.

#### **5.4.4.3 Messreihen im stationären Zustand mit periodischem Eintrag von Wasser in das NKPG (i-hL-W)**

Als weitere potentielle Ursache für dynamische Änderungen der Grenzflächentopologie und -lage wird der Eintrag von Wasser aus dem Standrohr in das NKPG experimentell untersucht.<sup>35</sup> Da das Pegelgefäß aufgrund der geforderten Rückwirkungsfreiheit auf die Phasengrenze keinen Einlass enthält, wird die Störgröße mithilfe eines hohen Füllstandes im Druckbehälter erzeugt (Abbildung 40). Die gezielt modifizierten Einstellungen des Heizungsreglers führen zu einer periodischen Schwankung der Heizleistung und somit der Prozessparameter (vergleiche Abbildung 26, Seite 66), in deren Folge beim Aufheizen ein Teil des im Standrohr befindlichen Wassers aufwallt und in das NKPG fließt.

---

<sup>35</sup> Anlage A5.2-3 enthält die Datenbasis und beispielhafte Experimente der Versuchskampagne i-hL-W.



**Abbildung 40: Darstellung des ungefähren Behälterfüllstandes  $h$  in den Versuchen**

Tabelle 15 zeigt die Kenngrößen der Versuche während eines stationären Anlagenbetriebes mit erhöhten Behälterfüllständen. Analog zu den Experimenten unter idealen Bedingungen (Kapitel 5.4.4.1, Seite 76ff.) wurden bei der Durchführung nahezu konstante Betriebsparameter erreicht. In der Messkampagne variierten der Druck um 1,1 %, die Temperatur um 0,3 % und der Füllstand um 2,3 %. Bei einer maximalen relativen Standardabweichung von 0,2 % für den Druck und 0,1 % für die Temperatur in den Einzelmessungen weichen die Prozessparameter um weniger als 5 % von der Sättigungsdampfdruckkurve von Wasser ab (Abbildung 41 (b), Seite 85). Unverändert stark variiert die Periodendauer der Druckschwankungen. Die Abweichungen von bis zu 180 % zwischen den Experimenten konnten erst durch die mehrfache Wiederholung der Versuche auf bis zu 24 % reduziert werden.

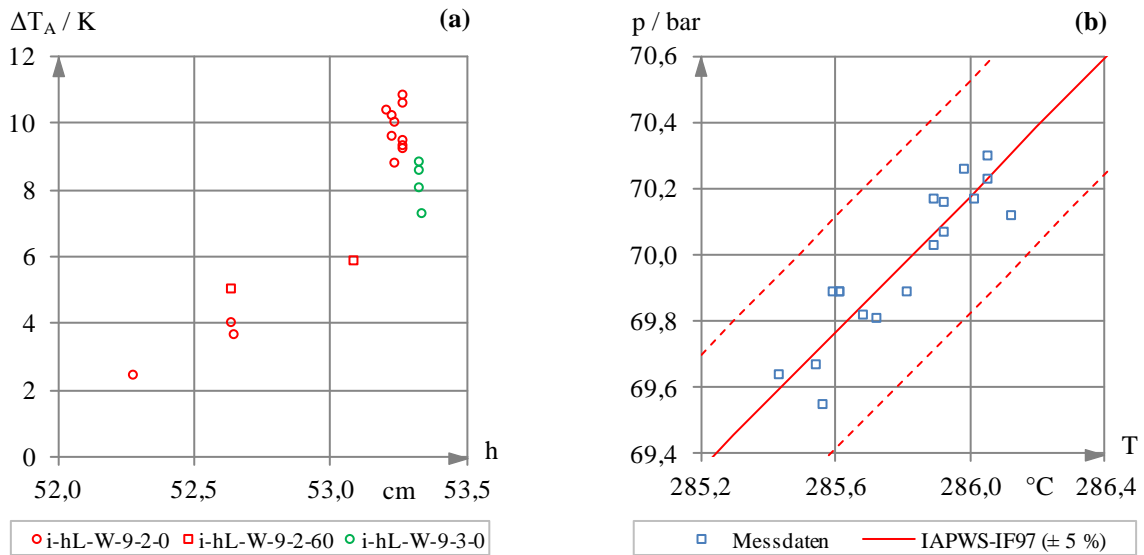
	Messreihe i-hL-W-...		
	9-2-0	9-3-0	9-2-60
$\bar{p}$ [bar]	70,03	69,67	70,03
$s_{p,rel}$ [%]	0,17	0,20	0,15
$\bar{\tau}$ [s]	294,62	238,18	282,40
$s_{\tau,rel}$ [%]	3,77	3,05	5,88
$\bar{T}$ [°C]	285,85	285,55	285,93
$s_{T,rel}$ [%]	0,07	0,08	0,07
$\bar{h}$ [cm]	53,14	53,32	52,86
$s_{h,rel}$ [%]	0,04	0,05	0,06
$\overline{\Delta T_A}$ [K]	8,90	8,24	5,50
$s_{\Delta T_A,rel}$ [%]	7,90	6,61	4,00
$T_A = f(p)$	$T_A \sim 1/p$	$T_A \sim 1/p$	$T_A \sim 1/p$
$R^2(T_A, p)$	0,6884	0,6404	0,7850
$T_A = f(T)$	$T_A \sim 1/T$	$T_A \sim 1/T$	$T_A \sim 1/T$
$R^2(T_A, T)$	0,2609	0,2796	0,3876

**Tabelle 15: Signifikante Parameter der Versuchskampagne i-hL-W**

Im Vergleich zu den stationären Experimenten mit niedrigen Behälterfüllständen (Kapitel 5.4.4.1, Seite 76ff.) werden die Temperaturschwankungen durch den Eintrag von Wasser in das NKPG signifikant erhöht. Ihre mittlere Amplitude wächst für die untersuchten hohen Füllstände bei identischer Geometrie bis auf das Fünffache an. Gleichzeitig ändert sich der Funktionalzusammenhang zwischen der lokalen Rohraußenwandtemperatur  $T_A$  und dem Druck  $p$  beziehungsweise der Temperatur  $T$ . Die bei niedrigem Behälterfüllstand festgestellte direkte Proportionalität kehrt sich in eine indirekte Proportionalität um, wobei eine drastische Steigerung des Bestimmtheitsmaßes der Regressionsgeraden eintritt. Als Ursache dieser Beobachtungen wird die Wechselwirkung zwischen der Prozessführung der Versuchsanlage und den hohen Füllständen betrachtet.

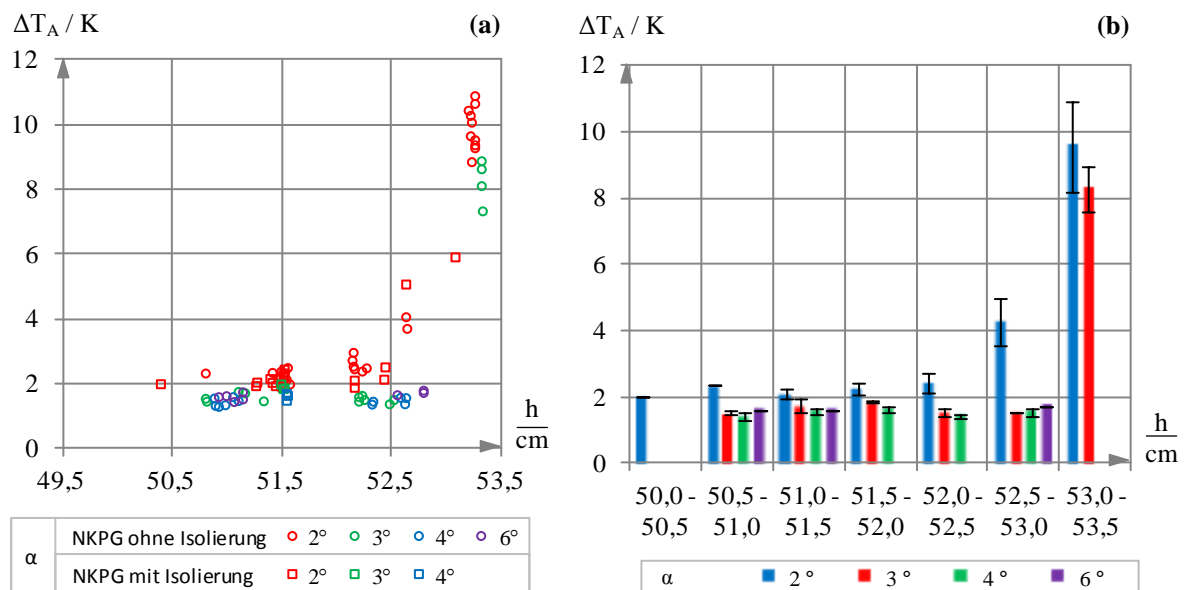
Das Ansteigen der Heizleistung wird im geschlossenen Behälter von einem Druckanstieg und einem auffallenden Zweiphasengemisch im Standrohr begleitet. Da sich der Füllstand in unmittelbarer Nähe zur Anbindung des Pegelgefäßes befindet, kann hierbei ein Teil des Wassers aus dem Standrohr in das NKPG eingetragen werden. Ein solcher Prozess führt zur Verringerung der lokalen Außenwandtemperatur  $T_A$ , weil sich an der ortsfesten Messposition anstelle des heißen Dampfes kälteres Wasser anlagert. Beim anschließenden Abfall der Heizleistung fällt auch der Druck der Versuchsanlage ab und das Aufwallen des Wassers im Standrohr ist soweit unterbrochen, dass kein weiterer Liquideintrag in das Pegelgefäß erfolgt. Gleichzeitig bewirken Verdampfungsprozesse an der Phasengrenze im NKPG ein Rückschreiten des Referenzpegels, welches zu einer Erhöhung der lokalen Außenwandtemperatur an der festgelegten Messstelle führt.

Abbildung 41 (a) zeigt die mittlere Pulsationsbreite der Außenwandtemperatur  $\Delta T_A$  als Funktion des Behälterfüllstandes  $h$  für die durchgeführten Experimente. Es ist erkennbar, dass die Temperaturschwankungen, respektive die Dynamik des Referenzpegels, von der Höhe des Füllstandes und der damit verbundenen eingetragenen Menge von Wasser in das NKPG abhängig sind. Die Amplitude der Pulsationen wächst exponentiell an und zeigt im Vergleich zu den exemplarisch durchgeführten Einzelexperimenten mit einer zusätzlichen thermischen Isolierung der Standrohr-Einbindung keine nennenswerten Unterschiede. Die Vergleichsmessungen bei einem Neigungswinkel von  $\alpha = 3^\circ$  weisen tendenziell eine Verringerung der Temperaturschwankungen auf. Diese Beobachtung ist übereinstimmend mit der bereits bei Umgebungsbedingungen festgestellten Erhöhung der Grenzflächenstabilität bei der Entfernung von der horizontalen Lage (vergleiche Abschnitt 4.3.2, Seite 46ff.).



**Abbildung 41: (a) Mittelere Pulsationsbreite in Abhängigkeit vom Behälterfüllstand ( $d_i = 9$  mm,  $\alpha = 2^\circ$ ,  $L_{ti} = 0$  und  $60$  mm;  $d_i = 9$  mm,  $\alpha = 3^\circ$ ,  $L_{ti} = 0$  mm) (b) Druck-Temperatur-Diagramm aller stationären Experimente**

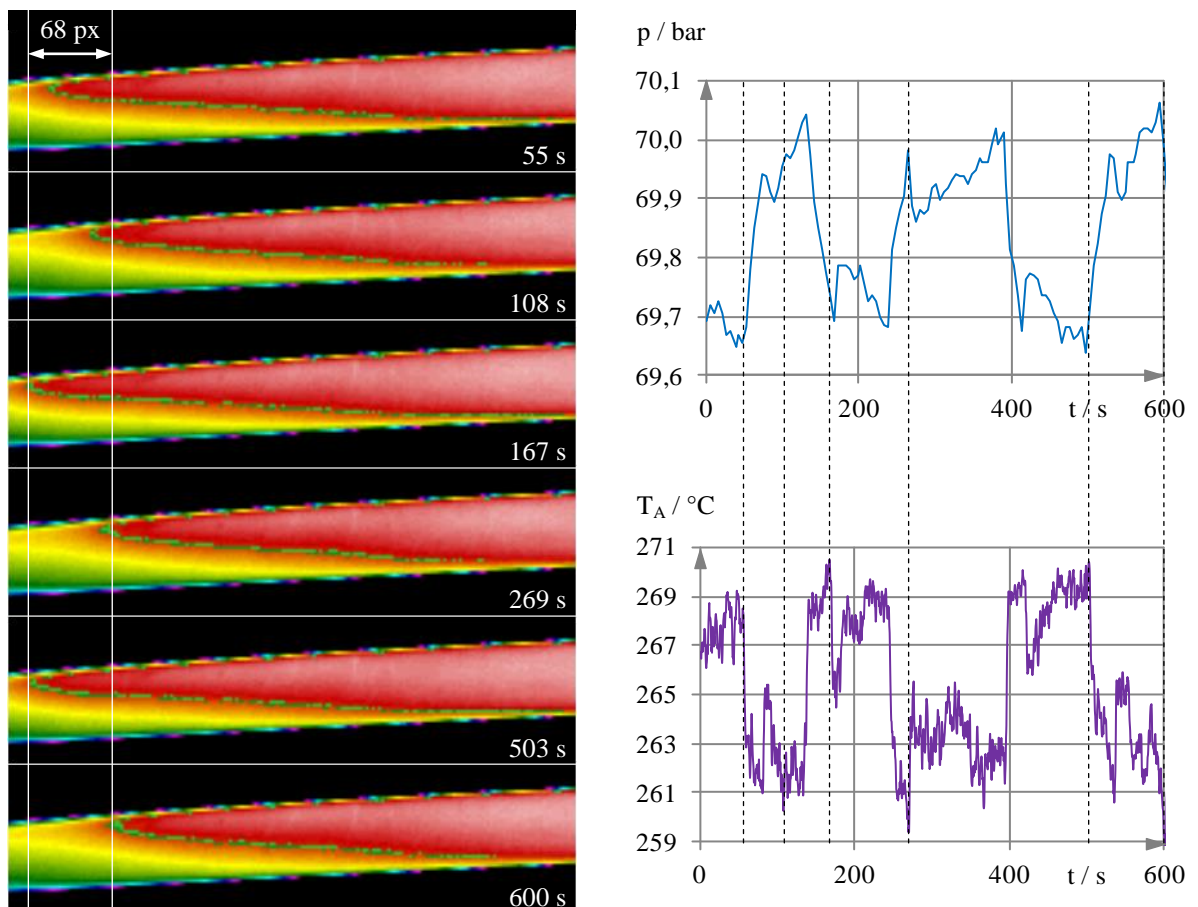
Abbildung 42 zeigt die Pulsationsbreite  $\Delta T_A$  als Funktion des Behälterfüllstandes  $h$  für alle Versuche im stationären Anlagenbetrieb. Diagramm (a) beschreibt alle Einzelexperimente, deren Mittelwerte und Standardabweichungen bei der Klassifizierung nach dem Füllstand in (b) dargestellt sind. Die Messungen mit und ohne thermische Isolierung der Standrohr-Einbindung werden wegen ihrer insignifikanten Unterschiede in (b) zusammengefasst.



**Abbildung 42: (a) Temperatur-Pulsationsbreite  $\Delta T_A$  als Funktion des Füllstandes  $h$  (b) Mittelwerte und Standardabweichungen der Pulsationsbreite für einzelne Füllstandsklassen (weitere Abhängigkeiten in Anlage A5.2-3)**

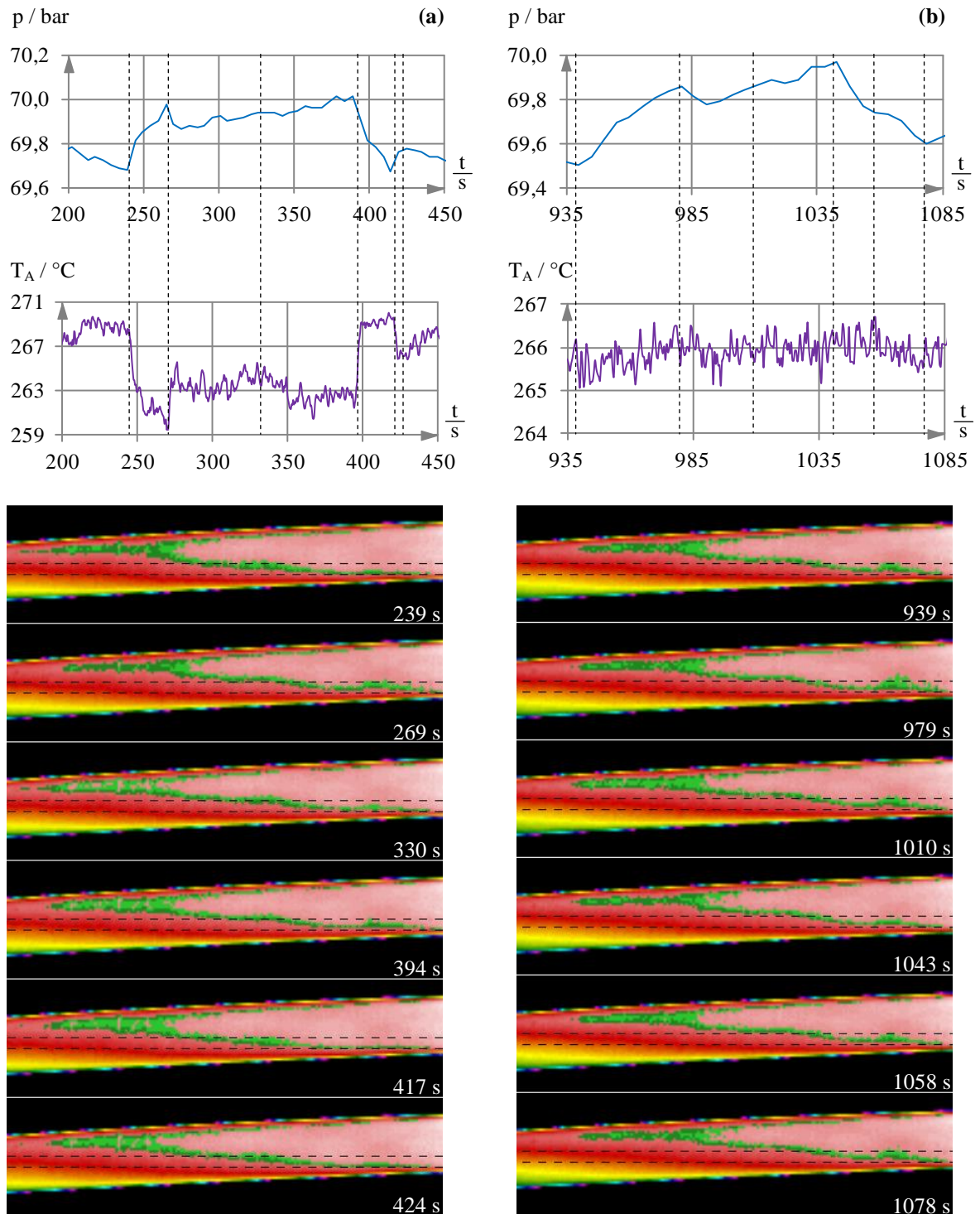
Die Experimente zeigen, dass der Eintrag von Wasser in das Pegelgefäß eine Dynamik der Phasengrenzfläche auslöst, welche sich in periodischen Schwankungen der lokalen NKPG-Außenwandtemperatur äußert. Die Pulsationen verhalten sich indirekt proportional zum Anlagendruck und sind in allen Einzelversuchen über die gesamte Messdauer feststellbar. Bei einer maximalen Amplitude von  $\Delta T_A/2 = \pm 5,5$  K bewegt sich die Phasengrenzfläche gemäß Abbildung 43 um  $\Delta s = \pm 6,48$  mm (Abstand der Endpunkte der Isotherme: 68 px; Maßstab: 5,25 px/mm). Der Fehler dieser Wegänderung resultiert aus den Einzelfehlern von  $\pm 1$  px bei der Ermittlung der Distanz zwischen den Isothermen und  $\pm 0,2$  px/mm im Abbildungsmaßstab und beträgt  $\pm 0,36$  mm ( $\pm 6\%$ ). Aus dem Vergleich mit den Messdaten bei niedrigem Behälterfüllstand geht hervor, dass sich die Wegänderung der Phasengrenze infolge des Liquideintrages in das Pegelgefäß um näherungsweise eine Dekade erhöht.

Die absolute Verschiebung der Phasengrenzflächenlage entspricht bei der Anwendung der Röntgenradiografie (Ortsauflösung:  $7,35 \pm 0,1$  px/mm; Lagebestimmungsfehler:  $\pm 1$  px) einem Bildabstand von mindestens 91 px.



**Abbildung 43: Dynamik der Wasser/Dampf-Phasengrenze beim Eintrag von Wasser aus dem Standrohr in das NKPG ( $d_i = 9$  mm,  $\alpha = 2^\circ$ ,  $L_{ti} = 0$  mm)**

Die Außenwandtemperatur  $T_A$  folgt einer Umkehr des Druckgradienten sprunghaft. Die Amplitude der Pulsationen ist abhängig von den Druckänderungen und in allen Versuchen höher als bei niedrigem Behälterfüllstand. Abbildung 44 vergleicht beide Fälle für eine Periode des Druckes. Um die Grenzflächendynamik vor dem Liquidkern zu visualisieren, wird hierbei die Isotherme  $T = 278 \text{ °C}$  ausgewertet (vergleiche Abbildung 30, Seite 72).



**Abbildung 44: Dynamik der Wasser/Dampf-Phasengrenze im Rohr  $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 2^\circ$ ,  $L_{ti} = 0 \text{ mm}$  bei (a) hohem und (b) niedrigem Behälterfüllstand**

Die bei einem hohen Behälterfüllstand aufgezeichneten Wärmebilder verdeutlichen die Ansammlung von Wasser im vorderen Bereich der Phasengrenzfläche während eines Anstieges des Anlagendruckes. Beim darauffolgenden Übergang zu niedrigeren Drücken deutet die Isotherme darauf hin, dass ein Teil des im Pegelgefäß befindlichen Wassers ausgeschleust wird. Der Vorgang wiederholt sich in Übereinstimmung zu den in [Ipm05] postulierten Annahmen periodisch und resultiert in einer dynamischen Änderung der Grenzflächenlage und -topologie. Aufgrund der vergleichsweise steilen Gradienten im Verlauf der lokalen NKPG-Außenwandtemperatur  $T_A$  wird geschlussfolgert, dass beide Prozesse mit einer hohen Dynamik eintreten. Ein solches Verhalten wurde im Rahmen der Experimente mit niedrigem Behälterfüllstand nicht festgestellt. Der vordere Bereich der Isotherme unterliegt beim Vergleich der positiven und negativen Anstiege des Druckes keinen signifikanten Änderungen. Damit einhergehend stellt sich bei niedrigen Füllständen im ungestörten Anlagenbetrieb eine quasi-stationäre Grenzfläche im Pegelgefäß ein.

Der Eintrag von Kondensat in das Pegelgefäß und das Ausschleusen von Wasser zurück in das Standrohr werden als potentielle Auslöser für eine Dynamik des Referenzfüllstandes in NKPG betrachtet. Infolge der Änderung der Grenzflächenlage und -topologie resultieren aus den beiden Fällen sprunghafte Pulsationen der lokalen NKPG-Außenwandtemperatur. Die Intensität der Übergangsprozesse korreliert mit der ausgetauschten Masse des Wassers, wobei die Richtung vom jeweiligen Mechanismus abhängig ist.

Die für den Kondensateintrag in das Pegelgefäß beziehungsweise das Rückschleusen von Wasser in das Standrohr erforderlichen Randbedingungen sind aufgrund der Komplexität der Prozesse und der Vielzahl an möglichen Einflussfaktoren nicht Gegenstand der Arbeit.

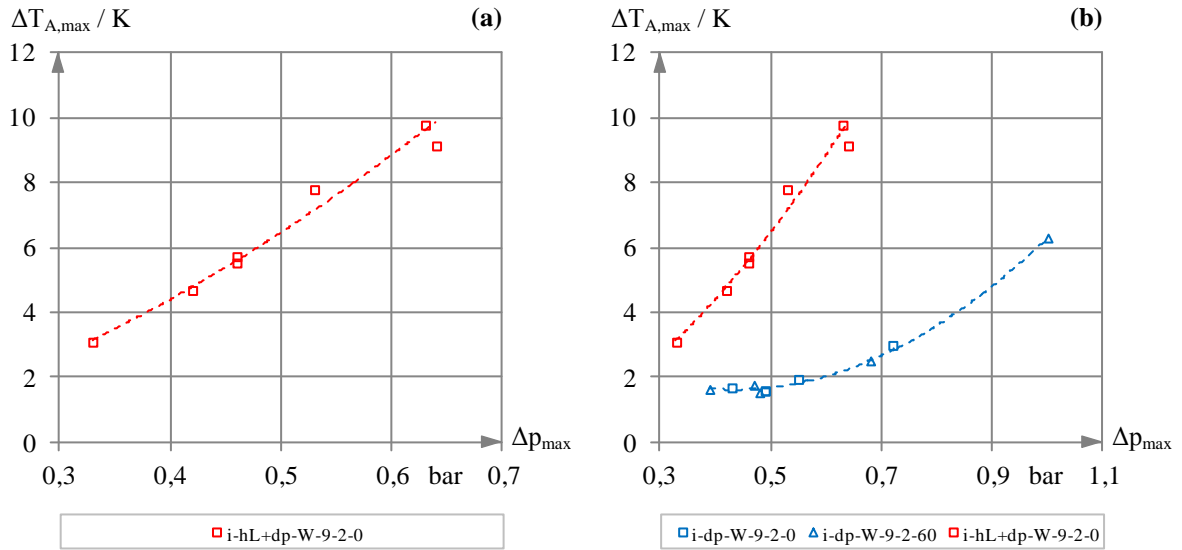
#### **5.4.4.4 Messreihen mit schnellen Druckabsenkungen bei gleichzeitigem periodischen Eintrag von Wasser in das NKPG (i-hL+dp-W)**

Um die möglichen Ursachen der im KKB-NKPG festgestellten Temperaturschwankungen vollumfänglich zu untersuchen, wird auch die Wechselwirkung zwischen dem Eintrag von Wasser in das Pegelgefäß und einem negativen Druckimpuls analysiert.<sup>36</sup> Abbildung 45 (a) zeigt die aus den Druckabsenkungen von  $\Delta p_{\max} = 0,3 \dots 0,7$  bar resultierenden Änderungen der lokalen Außenwandtemperatur  $\Delta T_{A,\max}$  für ein Pegelgefäß ohne thermische Isolierung. Die Messwerte werden in Abbildung 45 (b) den Versuchen mit einer Druckabsenkung bei niedrigen Behälterfüllständen (Kapitel 5.4.4.2, Seite 80ff.) gegenübergestellt.

---

<sup>36</sup> Anlage A5.2-3 enthält die Datenbasis und beispielhafte Experimente der Versuchskampagne i-hL+dp-W.



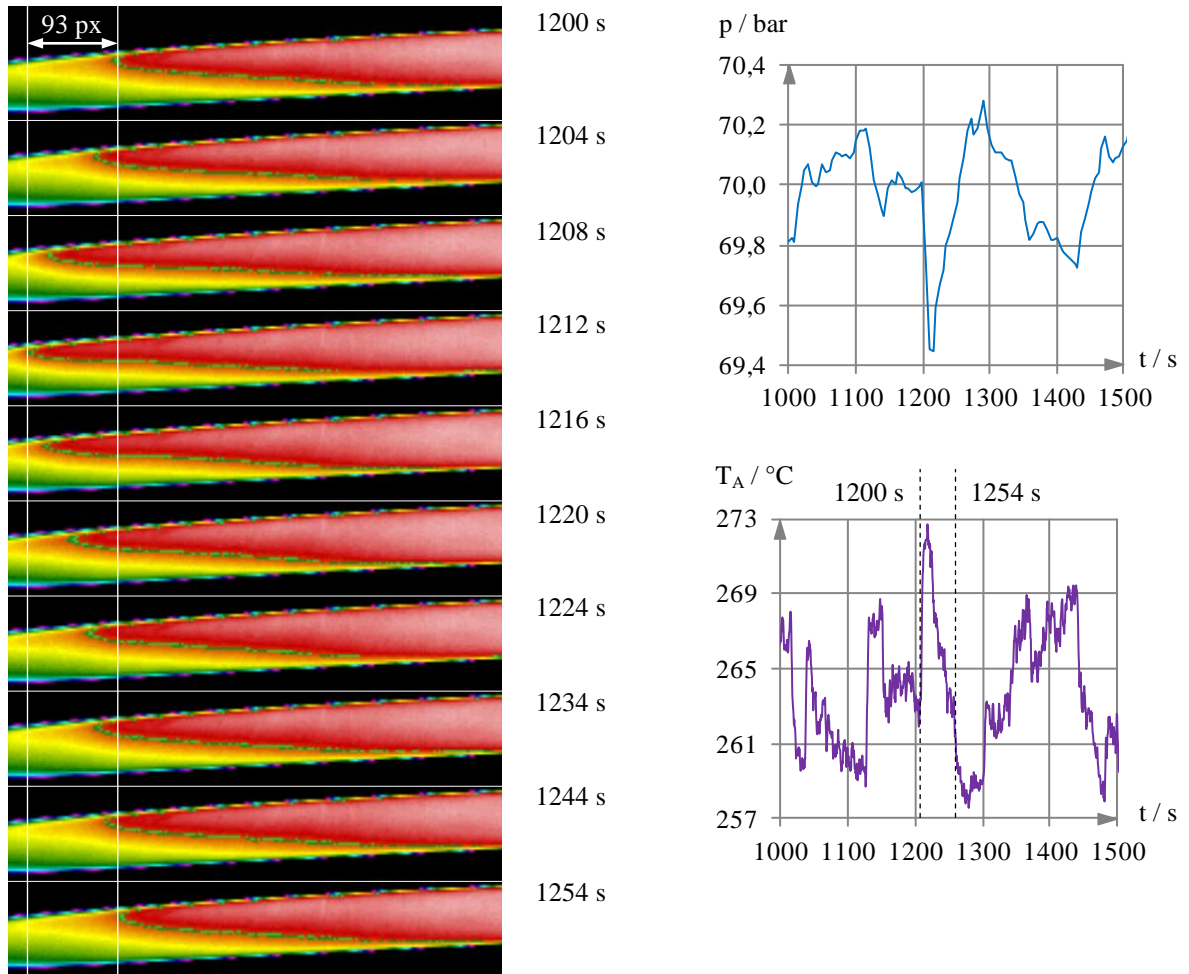


**Abbildung 45: Außenwandtemperatursprünge  $\Delta T_{A,max}$  bei Druckabsenkungen  $\Delta p_{max}$  ( $d_i = 9$  mm,  $\alpha = 2^\circ$ ,  $L_{fi} = 0$  und  $60$  mm) (a) bei hohem Behälterfüllstand (b) Vergleich mit den Messdaten bei niedrigem Behälterfüllstand**

Die Amplitude der lokalen Außenwandtemperatursprünge  $\Delta T_{A,max}$  infolge eines negativen Druckimpulses korreliert mit der aufgeprägten Absenkung des Systemdruckes  $\Delta p_{max}$ . Da die Phasengrenzfläche in der vorliegenden Versuchsreihe zusätzlich durch den Eintrag von Wasser in das Pegelgefäß beeinflusst wird, unterscheiden sich die Messwerte deutlich von denen bei niedrigem Behälterfüllstand. Die Spreizung zwischen beiden Funktionsverläufen wächst mit der Intensität der Druckabsenkungen. Im untersuchten Parameterbereich führte der Austausch von Wasser zwischen dem NKPG und dem Standrohr zu einer Erhöhung der Außenwandtemperatursprünge um den Faktor 2,5 bis 4,5.

Die Übergangsprozesse im NKPG während des negativen Druckimpulses sind beispielhaft in Abbildung 46 veranschaulicht. In Analogie zum indirekt proportionalen Zusammenhang zwischen  $T_A$  und  $p$  im stationären Zustand wurde unmittelbar nach der Absenkung des Anlagendruckes ein Rückschreiten der Phasengrenze beobachtet. Unter Berücksichtigung der Erkenntnisse aus den Versuchen mit hohem Füllstand und stationärem Anlagenbetrieb (vergleiche Abbildung 44, Seite 87) wird angenommen, dass durch den Druckabfall ein Anteil des am vorderen Ende des Pegelgefäßes befindlichen Wassers mit in das Standrohr gerissen wird. Dies hat zur Folge, dass die Temperatur im NKPG sprunghaft ansteigt. Erst bei der Wiederannäherung an den ursprünglichen Anlagendruck erreicht die Phasengrenze ihre anfängliche Lage, wobei ein kontinuierlicher Rückgang der Temperatur im Pegelgefäß festzustellen ist.





**Abbildung 46: Dynamik der Wasser/Dampf-Phasengrenzfläche im NKPG während eines negativen Druckimpulses von  $\Delta p_{\max} = 0,55$  bar bei erhöhtem Behälterfüllstand ( $d_i = 9$  mm,  $\alpha = 2^{\circ}$ ,  $L_{ti} = 0$  mm)**

Für das Beispiel einer Druckabsenkung von  $\Delta p_{\max} = 0,55$  bar verschiebt sich die Lage der Grenzfläche um  $\Delta s = 17,7 \pm 0,9$  mm ( $93 \pm 1$  px Maximalabstand zwischen den Endpunkten der Isothermie;  $5,25 \pm 0,2$  px/mm Abbildungsmaßstab). Der maximale relative Fehler der Wegänderung  $\Delta s$  beträgt wie in den Druckentlastungs-Versuchen mit niedrigem Füllstand etwa  $\pm 6$  %. Die Messgenauigkeit kann durch die Röntgenradiografie erhöht werden, welche im Beispiel einen Bildabstand von mindestens 126 px zwischen den Endlagen der Grenzfläche liefert (Ortsauflösung:  $7,35 \pm 0,1$  px/mm; Lagebestimmungsfehler:  $\pm 1$  px).

Im Vergleich zu den Experimenten mit niedrigem Füllstand (Kapitel 5.4.4.2, Seite 80ff.) führt ein negativer Druckimpuls von  $\Delta p_{\max} = 0,55$  bar durch die Wechselwirkung mit dem Eintrag von Wasser in das Pegelgefäß zur Intensivierung der Grenzflächenbewegung um eine Dekade. Diese Beobachtung bestätigt die im stationären Anlagenbetrieb festgestellten Unterschiede zwischen den Messreihen mit niedrigem und hohem Behälterfüllstand.

#### 5.4.5 Vergleich der Thermografie-Messdaten mit den im KKB-NKPG festgestellten Temperaturpulsationen

Die Experimente zeigen, dass negative Druckimpulse und der Eintrag von Wasser in das Pegelgefäß zu einer Dynamik des Referenzfüllstandes führen, welche sich in Pulsationen der NKPG-Außenwandtemperatur äußert. Diese werden nachfolgend den Daten des KKB gegenübergestellt, um potentielle Ursachen für die in den nachgerüsteten Füllstandsmesssystemen beobachteten Phänomene zu identifizieren.

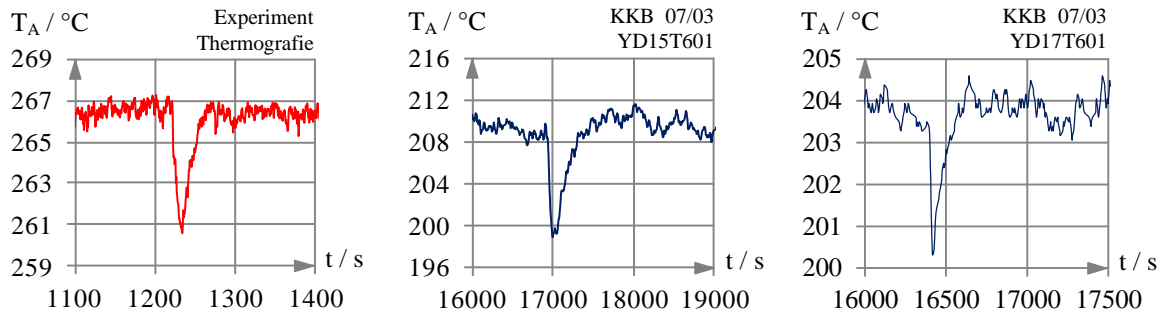
Um eine möglichst exakte Darstellung des Übergangsprozesses sicherzustellen, werden nur die Messreihen mit den höchsten Abtastraten analysiert (KKB-NKPG YD14, YD15 und YD17 im Zeitraum Juni-September 2003). Bei der Auswertung der Wärmebilder wurde die Lage der ortsfesten Messstelle (Orientierung: 11 Uhr, Entfernung zum Standrohr: 110 mm) in näherungsweise Übereinstimmung zur Position des Thermoelementes T601 im KKB (12 Uhr, 100 mm) festgelegt.

Die vorliegenden Experimente bestätigen den bereits in [Ipm05] festgestellten deutlichen Temperaturunterschied zwischen der mittleren NKPG-Außenwandtemperatur für das KKB ( $T_{A,T601} \approx 200 \text{ °C}$ ) und die DHVA ( $T_{A,T601} \approx 273 \text{ °C}$ ). Als potentielle Ursachen dieser im stationären Anlagenbetrieb auftretenden Differenzen wurden unterschiedliche Topologien und Lagen der Wasser/Dampf-Phasengrenzfläche sowie Radiolysegas-Ansammlungen am oberen Ende des KKB-NKPG postuliert. Der Mittelwert der am Versuchsstand „Dünne Rohrleitung I“ gemessenen stationären Außenwandtemperatur ist in guter Näherung mit den Daten des DHVA-NKPG vergleichbar. Ein möglicher Auslöser für die geringfügigen Abweichungen ist die Lage der Messstelle. Da die Temperatur im NKPG mit zunehmender Entfernung zum Standrohr absinkt, führt der bei der Infrarot-Thermografie um 10 mm nach hinten versetzte Punkt zu einer leichten Verschiebung von  $T_A$ .

Abbildung 47 vergleicht einen mit der Infrarot-Thermografie gemessenen Zeitverlauf der lokalen Rohraußenwandtemperatur  $T_A$  bei einem negativen Druckimpuls (Kapitel 5.4.4.2, Seite 80ff.) mit den Temperaturpulsationen im KKB-NKPG vom Typ NL (Abbildung 4, Seite 7).<sup>37</sup> Beide Signalverläufe zeigen ein qualitativ ähnliches Übergangsverhalten. Der dynamische Prozess ist gekennzeichnet durch einen steilen negativen Peak, aus dem die Messgröße in den ursprünglichen, quasi-stationären Zustand zurückkehrt.

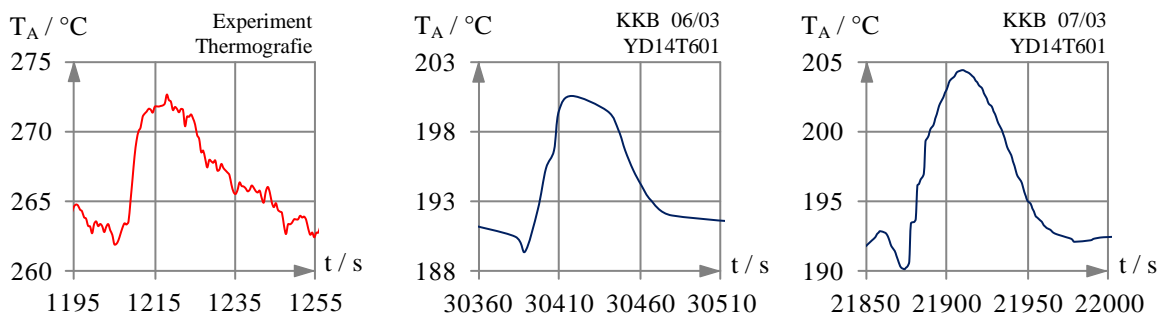
---

<sup>37</sup> Weitere Vergleichsdaten sind dem Anhang A5.2-4 zu entnehmen.



**Abbildung 47: Vergleich der Temperaturpulsationen vom Typ NL [Ipm05] mit den IRT-Messdaten eines Experimentes mit negativem Druckimpuls**

Zur Verstärkung der Grenzflächendynamik wurde den Druckabsenkungen der Eintrag von Wasser in das Pegelgefäß überlagert (Kapitel 5.4.4.4, Seite 88ff.). Abbildung 48 vergleicht exemplarisch die in diesen Experimenten durch die Thermografie gemessenen Zeitverläufe der lokalen Rohraußenwandtemperatur  $T_A$  mit den Temperaturpulsationen im KKB-NKPG vom Typ NH (Abbildung 4, Seite 7).<sup>38</sup> Die Signalverläufe beider Anlagen sind qualitativ vergleichbar. Der Übergangsprozess zeigt einen zu Beginn sehr steilen Anstieg der NKPG-Außenwandtemperatur, dem eine langsamere Annäherung an den Ausgangszustand folgt.



**Abbildung 48: Vergleich der Temperaturpulsationen vom Typ NH [Ipm05] mit den IRT-Messdaten eines Experimentes mit negativem Druckimpuls bei gleichzeitigem Eintrag von Wasser in das NKPG**

Die quantitative Analyse der Signalverläufe aus Abbildung 47 und Abbildung 48 zeigt zum Teil deutliche Unterschiede im dynamischen Verhalten der NKPG-Außenwandtemperatur. Insbesondere die Periodendauer der Übergangsvorgänge ist für das KKB vielfach größer als in den Experimenten am Versuchsstand „Dünne Rohrleitung I“.

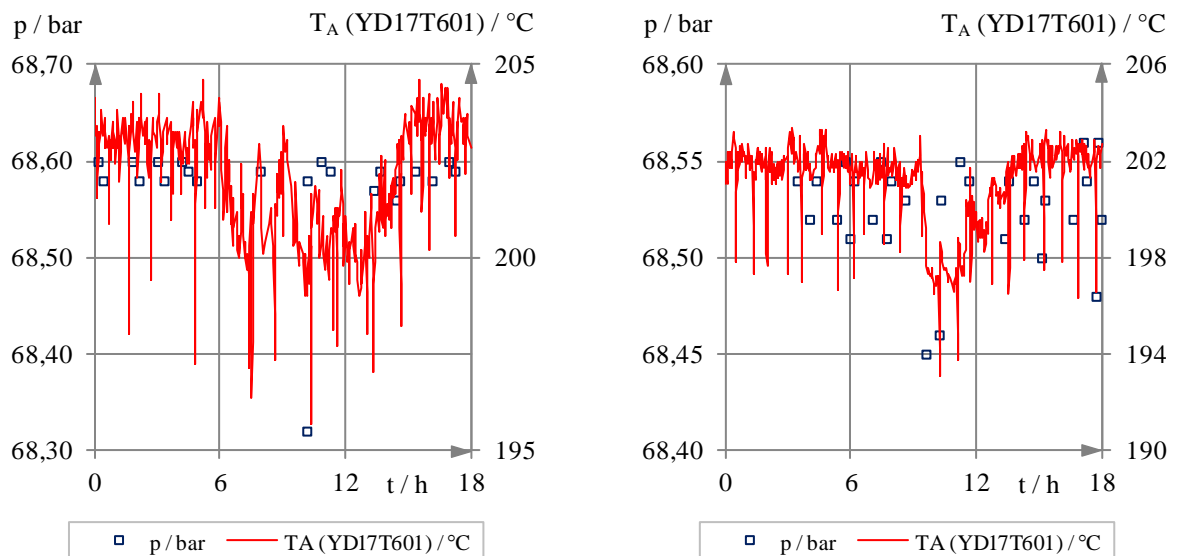
<sup>38</sup> Weitere Vergleichsdaten sind dem Anhang A5.2-4 zu entnehmen.

Aus der Datenanalyse in [Ipm05] geht hervor, dass für das KKB kein reproduzierbarer Zusammenhang zwischen der Amplitude der Temperaturschwankungen und der Dauer des Übergangsprozesses besteht. Daher kann aus den streuenden Messwerten nicht unmittelbar auf die Ursachen der abweichenden Signalverläufe beider Anlagen geschlossen werden. Grundsätzlich erscheint es als plausibel, dass die im SWR gemessenen Übergangsprozesse wegen der wesentlich größeren Trägheit des Systems länger andauern als im Experiment, in welchem ausschließlich das Standrohr modelliert wird. Die im KKB meist deutlicher ausgeprägte Amplitude der Pulsationen wird insbesondere auf die um etwa 70 K geringere NKPG-Außenwandtemperatur an der Messstelle T601 zurückgeführt. Diese Abweichung bewirkt eine Erhöhung der Oberflächenspannung, aus der eine steilere Phasengrenze im Pegelgefäß resultiert. In Anlehnung an [Ipm05] und übereinstimmend mit den Versuchen bei Umgebungsbedingungen (Kapitel 4.3.2, Seite 46ff.) steigt die Empfindlichkeit des Referenzfüllstandes gegenüber dynamischen Übergangsvorgängen dadurch, dass unter diesen Voraussetzungen der Austrag von Wasser aus dem NKPG intensiviert werden kann. Unter Berücksichtigung dieser Beobachtungen ist festzustellen, dass der Versuchsstand das Verhalten der realen Anlage prinzipiell richtig wiedergibt.

Eine Untersuchung der Grenzflächendynamik im KKB-NKPG durch die geschlossene Analyse der Außenwandtemperatur- und Drucksignale ist mit den vorliegenden Messdaten nicht möglich. Die in Zeitabständen von etwa 30 Minuten aufgezeichneten Datenpunkte geben den tatsächlichen Druckverlauf unzureichend wieder. Grundsätzlich treten in den über einen Zeitraum von 22 Monaten protokollierten Messwerten nur wenige vergleichbare Druckabsenkungen auf, von denen Abbildung 49 zwei ausgewählte Beispiele zeigt. Wegen der geringen Anzahl an Vergleichsfällen wird ausschließlich vermutet, dass Schwankungen im Systemdruck zu mehrstündigen Übergangsprozessen im NKPG führen. Unabhängig von dieser Beobachtung treten die niederfrequenten Temperaturschwankungen auch bei einem nahezu konstanten Druck auf. Ihre Amplitude und Periode ändern sich während des aus der Druckabsenkung resultierenden Übergangsvorganges nur unwesentlich.

Aus diesen Erkenntnissen wird geschlussfolgert, dass ein Auftreten der in den Versuchen eingprägten negativen Druckimpulse im SWR ausschließlich lokal begrenzt ist. Als eine mögliche Ursache seien die Strömungsbedingungen im Pegelgefäß und an der Einbindung zum Standrohr zu nennen, deren Ursache und Wirkung nicht Gegenstand der Arbeit sein sollen. Unter diesen Bedingungen können Variationen der Grenzflächenlage und -topologie auftreten, in deren Folge sich die lokale Außenwandtemperatur des NKPG ändert. Die Wirkung lokaler Druckabsenkungen wird durch den Eintrag von Wasser in das Pegelgefäß

verstärkt. Dem entgegen werden periodische Schwankungen des Systemdruckes mit einer Amplitude von 0,3 bar bis 1,0 bar im Leistungsbetrieb eines SWR ausgeschlossen.



**Abbildung 49: Verhalten der lokalen Rohraußenwandtemperatur am KKB-NKPG während einer Druckabsenkung im Standrohr**

Sowohl die lokalen Änderungen des Druckes als auch der Eintrag von Kondensat in das Pegelgefäß beziehungsweise das Ausschleusen von Wasser zurück in das Standrohr geben den typischen Charakter der KKB-Temperaturschwankungen wieder. In allen Fällen ändert sich die NKPG-Außenwandtemperatur infolge der Grenzflächendynamik sprunghaft. Die Amplitude korreliert mit der Intensität der Druckänderung respektive der ausgetauschten Masse des Wassers. Die verschiedenen Typen der niederfrequenten Temperaturpulsationen (NL und NH, Abbildung 4, Seite 7) sind dadurch erklärbar, dass beide Mechanismen in gegensätzliche Richtungen wirken können. Aus ihrem stochastischen Auftreten resultieren die erheblichen Variationen in der Periodendauer.

### 5.5 Analyse und Bewertung der Auswirkungen der Temperaturpulsationen auf das Verhalten des hydrostatischen Füllstandsmesssystems

Um den Einfluss der Temperaturpulsationen auf die hydrostatische Füllstandmessung mit NKPG in Druckbehältern bewerten zu können, wird nachfolgend der Gesamtfehler des berechneten Massenfüllstandes  $h_C$  betrachtet. Unter der Annahme einer unveränderlichen Gravitationskonstante folgt aus Gleichung (5-10), dass sich der resultierende Fehler der Messanordnung aus drei Anteilen zusammensetzt.

1. Fehler im Bezugsfüllstand  $H$
2. Fehler durch Änderungen der Betriebsparameter, welche die Dichten ( $\rho_G$ ,  $\rho_L$  und  $\rho_V$ ) beziehungsweise die Dichtedifferenzen ( $\Delta\rho_{LG}$  und  $\Delta\rho_{VG}$ ) beeinflussen
3. Fehler der Differenzdruckmessung  $\Delta p$

$$h_C = \frac{\rho_V - \rho_G}{\rho_L - \rho_G} \cdot H - \frac{\Delta p}{(\rho_L - \rho_G) \cdot g} = \frac{1}{\Delta\rho_{LG}} \cdot \left( \Delta\rho_{VG} \cdot H - \frac{\Delta p}{g} \right) \quad (5-10)$$

Die der Berechnung des Massenfüllstandes zugrunde liegenden physikalischen Parameter repräsentieren direkt und mittelbar direkt messbare Größen. Als letztere sind die Dichte der Gasphase  $\rho_G$ , der Liquidphase  $\rho_L$  und des Mediums in der Vergleichssäule  $\rho_V$  zu verstehen, welche mit einer Stoffdatenbank zu jedem Zeitschritt aus den Betriebsparametern ermittelt werden. Die Einzelfehler pflanzen sich im Berechnungsergebnis fort und bewirken einen Gesamtfehler  $\Delta h_C$ . Mit dem Ziel, den Einfluss der Temperaturpulsationen zu extrahieren, wird zunächst der maximale Fehler der Füllstandsmessung bei konstantem Referenzpegel ermittelt. Ein anschließender Vergleich mit den tatsächlichen Abweichungen lässt darauf schließen, ob mögliche Fehler infolge von Übergangsprozessen im NKPG das Messsystem beeinflussen oder innerhalb eines grundlegend vorhandenen Toleranzbereiches liegen.

Die durch Modifikation des Reglers beziehungsweise das Aufprägen von Druckimpulsen erzeugten Schwankungen der Prozessparameter sind im Vergleich zu den Einzelfehlern der Messgeräte als dominierend anzusehen und wegen ihrer Zeitvarianz als zufällige Fehler zu betrachten. Mit der ebenfalls stochastischen Unsicherheit des Differenzdruck-Transmitters folgt aus dem Gauß'schen Fehlerfortpflanzungsgesetz der in Gleichung (5-11) dargestellte Ansatz zur Berechnung des Gesamtfehlers bei einem konstanten Referenzfüllstand.

$$\Delta h_C = \sqrt{\left( \frac{\partial h_C}{\partial(\Delta\rho_{LG})} \right)^2 \cdot \Delta(\Delta\rho_{LG})^2 + \left( \frac{\partial h_C}{\partial(\Delta\rho_{VG})} \right)^2 \cdot \Delta(\Delta\rho_{VG})^2 + \left( \frac{\partial h_C}{\partial(\Delta p)} \right)^2 \cdot \Delta(\Delta p)^2} \quad (5-11)$$

Die zugehörigen partiellen Ableitungen werden in (5-12) bis (5-14) beschrieben und mit den arithmetischen Mittelwerten der Parameter im störungsfreien Zustand berechnet. Diese berücksichtigen im stationären Versuch die vollständige Messdauer, während bei negativen Druckimpulsen lediglich das Zeitfenster vor und nach der Impulsantwort einbezogen wird.

$$\frac{\partial h_C}{\partial(\Delta\rho_{LG})} = -\frac{1}{\Delta\rho_{LG}^2} \cdot \left( \Delta\rho_{VG} \cdot H - \frac{\Delta p}{g} \right) \quad (5-12)$$

$$\frac{\partial h_C}{\partial(\Delta\rho_{VG})} = \frac{H}{\Delta\rho_{LG}} \quad (5-13)$$

$$\frac{\partial h_C}{\partial(\Delta p)} = -\frac{1}{\Delta\rho_{LG} \cdot g} \quad (5-14)$$

Die zur Berechnung der Einzelfehler erforderlichen maximalen Unterschiede in den Messsignalen werden über die gesamte Versuchsdauer ermittelt. Sie beschreiben im stationären Experiment den Vertrauensbereich von 95 % des Mittelwertes ( $\Delta\bar{x} = \pm 1,96 \cdot s$ ), wodurch vereinzelt auftretende Ausreißer unberücksichtigt bleiben. In den Versuchen mit negativen Druckimpulsen wird der tatsächliche Abstand der lokalen Extremwerte eines Zeitverlaufes in die Berechnung einbezogen.<sup>39</sup>

Tabelle 16 zeigt die gemittelten statistischen Kenngrößen der Messreihen im stationären Zustand (Kampagne i-00-W).<sup>40</sup> Da die Streuung der Füllstandssignale bei der Betrachtung von Einzelmessungen nur bedingt aussagekräftig ist, wurden zur Erhöhung der statistischen Sicherheit für jede Reihe mindestens drei Versuche unter vergleichbaren Bedingungen durchgeführt. Sowohl die arithmetischen Mittelwerte als auch die Daten jedes einzelnen Experimentes belegen, dass die tatsächliche Maximalabweichung der Füllstandsverläufe für alle Konfigurationen unter dem berechneten Fehler liegt. Damit ist nachgewiesen, dass sich unter stationären Bedingungen und bei der Abwesenheit von Temperaturschwankungen ein konstanter Bezugsfüllstand im NKPG ausbildet.

Die Versuchsreihen mit thermisch isolierter Standrohr-Anbindung weisen gegenüber den Untersuchungsobjekten ohne Dämmungsschicht tendenziell kleinere relative Fehler auf. Derartige Abweichungen sind nicht ausschließlich auf die geringeren Schwankungen der Betriebsparameter zurückzuführen, da die berechneten Fehler beider Konfigurationen die Prozessdaten berücksichtigen und sich nur unwesentlich voneinander unterscheiden. Somit wird angenommen, dass die thermische Isolierung des Pegelgefäßes zu einer geringfügig höheren Präzision der hydrostatischen Füllstandsmessung führt. Dem entgegen zeigte die Variation des Neigungswinkels keinen Einfluss auf den Messfehler.

---

<sup>39</sup> Anlage A5.3 enthält eine grafische Veranschaulichung der beschriebenen Signalbereiche.

<sup>40</sup> Anlage A5.3-1 enthält die statistischen Kenngrößen aller Experimente der Versuchskampagne i-00-W.

	Messreihe i-00-W-...						
	9-2-0	9-3-0	9-4-0	9-6-0	9-2-60	9-3-60	9-4-60
$\bar{p}$ [bar]	69,874	70,160	70,089	69,907	70,305	70,755	70,854
$\Delta p$ [bar]	0,231	0,223	0,221	0,214	0,229	0,199	0,218
$T$ [°C]	285,752	285,952	285,933	285,783	286,072	286,491	286,441
$\Delta T$	0,396	0,450	0,459	0,463	0,396	0,383	0,417
$\bar{h}$ [cm]	51,671	51,735	51,664	51,546	51,484	51,509	51,546
$\Delta h$ [cm]	0,077	0,076	0,075	0,077	0,076	0,071	0,069
$\Delta h$ [%]	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,14	0,13
$\Delta \rho_{LG}$	703,496	702,820	702,989	703,418	702,479	701,412	701,175
$\Delta(\Delta \rho_{LG})$	0,277	0,268	0,266	0,256	0,274	0,235	0,262
$\Delta \rho_{VG}$	881,532	881,290	881,335	881,501	881,154	880,720	880,693
$\Delta(\Delta \rho_{VG})$	1,000	1,030	1,034	1,041	1,001	1,010	1,020
$\Delta p$	13,201	13,177	13,220	13,289	13,360	13,373	13,358
$\Delta(\Delta p)$	0,023	0,023	0,023	0,023	0,023	0,023	0,023
$\Delta h_C$ [cm]	0,089	0,091	0,091	0,092	0,089	0,089	0,091
$\Delta h_C$ [%]	0,17	0,18	0,18	0,18	0,17	0,17	0,18

**Tabelle 16: Mittelwerte der statistischen Kenngrößen für Messreihen im stationären Zustand**

Die Mittelwerte der statistischen Kenngrößen für die Messreihen im stationären Zustand mit hohen Behälterfüllständen (Kampagne i-hL-W) sind zusammenfassend in Tabelle 17 dargestellt.<sup>41</sup> Trotz der lokalen Temperaturpulsationen mit einer maximalen Amplitude von  $\Delta T_A/2 = \pm 5,5$  K und der damit einhergehenden Bewegung der Phasengrenzfläche um bis zu  $\Delta s = \pm 6,48$  mm liegt das Schwankungsband der gemessenen Füllstände deutlich innerhalb der berechneten Fehlergrenzen. Da diese Beobachtung auf alle durchgeführten Einzelerperimente zutrifft, wird im untersuchten Parameterbereich geschlussfolgert, dass auch beim Austausch von Wasser zwischen dem NKPG und dem Standrohr ein konstanter Bezugsfüllstand vorhanden ist. Die Annahme wird gestützt durch die geringe Neigung des Pegelgefäßes, in deren Folge sich die absolute Höhe des Wassers in der Vergleichssäule trotz möglicher Bewegungen der Phasengrenzfläche entlang der Rohrachse nur marginal ändert. Auch in der vorliegenden Versuchsreihe führte die Erhöhung des Neigungswinkels zu keiner signifikanten Reduktion des Messfehlers.

<sup>41</sup> Anlage A5.3-2 enthält die statistischen Kenngrößen aller Experimente der Versuchskampagne i-dp-W. Die Reihe i-hL-W-9-2-60 bleibt wegen der unzureichenden Anzahl an Vergleichsdaten unberücksichtigt.



<b>Messreihe i-hL-W-...</b>		
	<b>9-2-0</b>	<b>9-3-0</b>
$\bar{p}$ [bar]	70,035	69,672
$\Delta p$ [bar]	0,228	0,271
$T$ [°C]	285,802	285,549
$\Delta T$	0,404	0,460
$\bar{h}$ [cm]	53,136	53,323
$\Delta h$ [cm]	0,070	0,070
$\Delta h$ [%]	0,13	0,13
$\Delta \rho_{LG}$	703,115	703,978
$\Delta(\Delta \rho_{LG})$	0,274	0,325
$\Delta \rho_{VG}$	881,424	881,734
$\Delta(\Delta \rho_{VG})$	1,005	1,009
$\Delta p$	12,203	12,046
$\Delta(\Delta p)$	0,022	0,022
$\Delta h_C$ [cm]	0,089	0,091
$\Delta h_C$ [%]	0,17	0,17

**Tabelle 17: Mittelwerte der statistischen Kenngrößen für Messreihen im stationären Zustand mit hohen Behälterfüllständen**

Dem stationären Anlagenbetrieb wurde durch das Aufprägen negativer Druckimpulse eine Störgröße überlagert. In Abhängigkeit von der Amplitude der Druckabsenkung und dem Behälterfüllstand verschob sich die Grenzflächenlage im NKPG während des Übergangsvorganges um bis zu 18 mm. Als Konsequenz zeigte die lokale Rohraußenwandtemperatur Pulsationen mit einer maximalen Amplitude von 10 K. Tabelle 18 enthält die mittleren statistischen Kenngrößen der Versuchsreihen mit negativen Druckimpulsen bei niedrigen (Kampagne i-dp-W) und hohen (Kampagne i-hL+dp-W) Behälterfüllständen.<sup>42</sup> Aus den Daten geht hervor, dass Druckabsenkungen um bis zu 0,7 bar zu keinen Missweisungen in den Füllstandssignalen führen. Nur in zwei Einzelfällen überschritten die Messwerte das berechnete Schwankungsband, welches aus den äußeren Grenzen der Prozessparameter resultiert. Die dabei festgestellte Erhöhung des Gesamtfehlers um weniger als 0,05 % ist jedoch marginal, sodass von einer Konstanz des Referenzfüllstandes ausgegangen werden kann. Im Gegensatz zu den stationären Experimenten führte die thermische Isolierung der Standrohr-Einbindung nicht zur Verringerung der Abweichungen in den Füllstandsmesssignalen.

<sup>42</sup> Anlage A5.3-3 enthält die statistischen Kenngrößen aller Experimente der Versuchskampagnen i-dp-W und i-hL+dp-W. Die negativen Druckimpulse infolge einer Betätigung des Sicherheitsventiles bleiben unberücksichtigt, da der Behälterfüllstand deutlich absinkt.

	Messreihe i-dp-W-...		i-hL+dp-W- 9-2-0
	9-2-0	9-2-60	
$\bar{p}$ [bar]	69,689	70,424	69,916
$\Delta p$ [bar]	0,858	0,792	0,842
$T$ [°C]	285,605	286,171	285,732
$\Delta T$	1,197	1,118	1,019
$\bar{h}$ [cm]	51,512	51,424	53,265
$\Delta h$ [cm]	0,089	0,087	0,062
$\Delta h$ [%]	0,17	0,17	0,12
$\Delta \rho_{LG}$	703,934	702,196	703,399
$\Delta(\Delta \rho_{LG})$	0,516	0,473	0,507
$\Delta \rho_{VG}$	881,698	881,045	881,519
$\Delta(\Delta \rho_{VG})$	0,989	0,990	0,952
$\Delta p$	13,297	13,410	12,105
$\Delta(\Delta p)$	0,023	0,023	0,022
$\Delta h_C$ [cm]	0,094	0,093	0,091
$\Delta h_C$ [%]	0,18	0,18	0,17

**Tabelle 18: Mittelwerte der statistischen Kenngrößen für Messreihen mit negativen Druckimpulsen bei niedrigen und hohen Behälterfüllständen**

Aus dem Vergleich der Messreihen mit identischer Pegelgefäß-Konfiguration ( $d_i = 9$  mm;  $\alpha = 2^\circ$ ) geht hervor, dass sich trotz vergleichbarer Schranken der Prozessparameter bei hohen Behälterfüllständen ein geringerer Fehler einstellt. Es wird vermutet, dass dieses Verhalten aus den beiden unterschiedlichen Grenzflächenphänomenen resultiert, welche nach einem negativen Druckimpuls in NKPG auftreten können. Bei dem periodischen Eintrag von Wasser in das Pegelgefäß durch hohe Behälterfüllstände wurde während des Übergangsprozesses ein Rückschreiten der Phasengrenzfläche beobachtet (Kapitel 5.4.4.4, Seite 88ff.). Eine mögliche Ursache hierfür ist das Ausschleusen von Kondensat aus der Impulsleitung in das Standrohr. Da der Füllstand nach dem negativen Druckimpuls ohne ein nennenswertes Überschwingen den anfänglichen stationären Wert erreicht, bleibt seine Abweichung vergleichsweise klein. Ein gegenteiliges Verhalten zeigen die Versuche, in denen der Füllstand im Druckbehälter deutlich unter der NKPG-Einbindung liegt (Kapitel 5.4.4.2, Seite 80ff.). Die Abweichung in den Füllstandsignalen wächst durch ein ausgeprägtes Überschwingen, welches dem Wiedererreichen des stationären Zustandes vorangeht.<sup>43</sup>

<sup>43</sup> Anlage A5.3-3 enthält eine grafische Darstellung der Unterschiede zwischen den Füllstandsverläufen.

## 5.6 Schlussfolgerungen

Das quasi-stationäre und dynamische Verhalten von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in den NKPG hydrostatischer Füllstandsmesssysteme wurde mit der Röntgenradiografie und der Infrarot-Thermografie experimentell untersucht. Ein Hauptziel der bei SWR-Bedingungen durchgeführten Versuche war die Reproduktion der in den KKB-NKPG aufgetretenen Temperaturpulsationen, um mögliche Störgrößen für den Bezugsfüllstand zu identifizieren. Zu diesem Zweck wurden die konstruktiven Bedingungen an einem Modell realitätsnah nachgebildet. Aus den Ergebnissen lassen sich folgende Schlussfolgerungen ziehen:

1. Die Röntgenradiografie wurde durch Berechnungen und Experimente als geeignetes Verfahren zur Visualisierung der Phasenverteilung in NKPG bei SWR-Parametern bestätigt. Das Prinzip ermöglicht erstmalig eine globale, vollkommen nichtinvasive Betrachtung des Referenzpegels bei einer Ortsauflösung von etwa 0,15 mm. Dadurch wird das Prozesswissen im Vergleich zu den bisher eingesetzten lokalen Temperaturmessstellen signifikant erhöht. Die Röntgenradiografie bietet die Möglichkeit, die in SWR-NKPG auftretende Dynamik von Wasser/Dampf-Phasengrenzen messtechnisch zu erfassen, hinsichtlich ihrer Wirkung auf die hydrostatische Füllstandsmessung zu bewerten und auf diese Weise die Reaktorsicherheit zu verbessern.
2. Als limitierender Faktor ist die Notwendigkeit hinreichend großer Unterschiede in den Dichten und Verteilungen beider Phasen anzusehen. Dünne Kondensatfilme und die innere Krümmung der Phasengrenzfläche sind daher faktisch nicht messbar. Die Röntgenradiografie liefert zweidimensionale Überlagerungsbilder, wobei die Größe des Detektor-Bildfeldes den Untersuchungsbereich begrenzt. Für ein ausreichendes Signal/Rausch-Verhältnis wird eine minimale Messzeit von 5 s gefordert.
3. Die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf andere Kanalgeometrien, Prozessparameter und Fluidpaare setzt ähnliche hydraulische Durchmesser, Wanddicken und Dichteverhältnisse voraus. Ferner ist sicherzustellen, dass die für die Überlagerungsbilder vorausgesetzte Symmetrie gegeben ist und dass die charakteristische Zeit der zu erfassenden Prozesse wesentlich größer ist als die minimal erforderliche Messzeit.
4. Als diversitäres Verfahren zur nichtinvasiven Messung der Grenzflächentopologien in NKPG wurde die Infrarot-Thermografie qualifiziert. Die Validierung mit den Röntgenaufnahmen zeigte qualitative Übereinstimmungen, wobei die Auflösung der Wärmebilder auf 0,2 mm beschränkt ist. Ein wesentlicher Vorteil der Thermografie ist die schnelle, ortsungebundene Messung der Phasenverteilung in NKPG.

5. Die Infrarot-Thermografie kann bei der Anwendung als Betriebsmesssystem zur Erhöhung der Sicherheit von Kernkraftwerken beitragen. Die sicherheitstechnische Bewertung und die Schadensvorsorge können durch die vollkommen nichtinvasive, frühzeitige Detektion von Radiolysegasen signifikant verbessert werden.
6. Bei einer idealen geometrischen Gestaltung der Standrohr-Einbindung und einer ungestörten Prozessführung stellt sich im NKPG eine stationäre Grenzfläche ein. Das Zweiphasengebiet unterliegt trotz des permanenten Rückflusses von Kondensat aus dem Pegelgefäß in das Standrohr keinen dynamischen Änderungen. Damit wird ein konstanter Bezugswert für die hydrostatische Füllstandsmessung sichergestellt.
7. Negative Druckimpulse beeinflussen die Grenzfläche im NKPG. Die Änderung ihrer Lage ist von der Amplitude der Druckabsenkung abhängig und durch Pulsationen der Rohraußenwandtemperatur quantifizierbar. Die lokalen Strömungsbedingungen werden als Beispiel für das Auftreten negativer Druckimpulse in den Pegelgefäßen angesehen. Die detaillierte Analyse der Ursachen ist nicht Gegenstand der Arbeit.
8. Der Eintrag von Kondensat in das Pegelgefäß führt zu einem Voranschreiten der Grenzfläche. Damit einhergehend kann das Zweiphasengebiet instabile Zustände erreichen, welche durch Ausschleusen von Wasser aus dem NKPG in das Standrohr gekennzeichnet sind. In Abhängigkeit von den beiden Mechanismen unterliegt der Referenzfüllstand dynamischen Änderungen, welche sich in Pulsationen der lokalen Außenwandtemperatur äußern. Der Liquideintrag in das NKPG intensiviert zudem die bei negativen Druckimpulsen auftretende Dynamik der Phasengrenze.
9. Der Vergleich mit den KKB-Messdaten zeigt eine qualitative Übereinstimmung der Außenwandtemperaturverläufe. Die gegensätzlichen Typen der Pulsationen sind auf die unterschiedliche Richtung und Intensität zurückzuführen, mit welcher die in den Versuchen untersuchten Störgrößen auftreten können. Ihr stochastisches Eintreten wird als Auslöser der im KKB stark variierenden Periodendauern betrachtet.
10. Trotz der dynamischen Änderungen der Grenzflächenlage im NKPG war in allen Versuchsreihen ein konstanter Referenzfüllstand gegeben. Dieser resultiert aus der geringen Neigung des Pegelgefäßes und äußert sich in einem maximalen Fehler der Füllstandsmesssignale von weniger als 0,2 %.
11. Die thermische Isolierung der Standrohr-Anbindung führt zu einer Verschiebung der Grenzflächenlage. Die Stabilität des Bezugspegels, respektive die Präzision der Füllstandsmessung, erhöhen sich nicht oder nur unwesentlich. Auch der Einfluss des Neigungswinkels auf den Messfehler war in den Versuchen vernachlässigbar.

## **6 Numerische Simulation von Gas/Liquid-Phasengrenzflächen in leicht geneigten, dünnen Rohrleitungen mit Ansys CFX 14**

### **6.1 Begründung der Notwendigkeit von CFD-Simulationen**

Die in der Reaktorsicherheitsforschung untersuchten Prozesse und Phänomene stellen die Wissenschaft oft vor herausfordernde Aufgaben. Neben der erhöhten Komplexität ist es in vielen Fällen nicht oder nur mit einem enormen Aufwand möglich, durch Experimente zu einer Lösung der Problemstellungen zu gelangen. Da eine Vielzahl der Versuche am realen System nicht umsetzbar ist, werden im Regelfall skalierte, vereinfachte Modelle einzelner Anlagenkomponenten betrachtet. Dieses Vorgehen erfordert häufig einen hohen Zeit- und Kostenaufwand.

Vor diesem Hintergrund und begünstigt durch die immer leistungsfähigere Rechentechnik gewinnen numerische Simulationsmodelle zur dreidimensionalen Strömungsbeschreibung zunehmend an Bedeutung. Solche CFD (Computational Fluid Dynamics)-Codes berechnen approximativ die bislang nicht geschlossen lösbaren partiellen Differentialgleichungen der analytischen Strömungsmechanik und stellen eine zeit- und kostengünstige Alternative zu den Experimenten dar. [Sie01] Die Zuverlässigkeit der Simulationsergebnisse setzt voraus, dass die zugrunde liegenden Modelle unter vergleichbaren Bedingungen experimentell validiert worden sind. Zur Umsetzung dieser Forderung werden nachfolgend ausgewählte Versuchsdaten mit den Simulationsresultaten des im kommerziellen Strömungscode Ansys CFX 14 entwickelten Modells verglichen.

Die Vorgehensweise lässt sich in Analogie zur Versuchsdurchführung in zwei aufeinander aufbauende Teilschritte untergliedern. Zunächst werden die stationären Experimente bei Umgebungsbedingungen betrachtet, um die Teilmodelle des CFD-Codes so auszuwählen und zu parametrieren, dass bei der Simulation der Phasengrenzfläche im NKPG eine größtmögliche Realitätsnähe (Best-Estimate) erreicht wird. Dabei stehen die Ansätze zur Beschreibung der Oberflächenspannung sowie des Kontaktwinkels im Vordergrund. Die Vernachlässigung des Wärme- und Stoffaustausches mit Phasenübergang trägt zu einer deutlichen Vereinfachung der Problemstellung bei. Mit der im ersten Schritt erarbeiteten Konfiguration wird die Modellvalidierung anschließend um eine Betrachtung des Systems bei SWR-Parametern erweitert. Die Komplexität der Berechnung steigt aufgrund der nun berücksichtigten Temperatur- und Konzentrationsgradienten. Als Vergleichsdaten dienen die Röntgen- und Thermografieaufnahmen.

## 6.2 Auswahl geeigneter Modellierungsansätze für Best-Estimate-Simulationen von Gas/Liquid-Phasengrenzflächen in leicht geneigten, dünnen Rohrleitungen bei Umgebungsparametern mit Ansys CFX 14

### 6.2.1 Festlegung der Teilmodelle

Der Referenzfüllstand in Nullkammerpegelgefäßen ist durch das Vorhandensein einer Gas- und einer Liquidkomponente als Mehrphasenströmung zu betrachten. Da beide Phasen als in Wechselwirkung stehende, sich gegenseitig durchdringende Kontinua behandelt werden, erfolgt die mathematische Strömungsbeschreibung nach dem Euler-Euler-Ansatz. [Pas04] Das physikalische Verhalten der Phasen wird dabei im allgemeinen Fall durch zwei Sätze von Erhaltungsgleichungen berechnet, die sich ausschließlich durch Austauschsterme von der einphasigen Formulierung unterscheiden. [Dec05] Oberflächenspannungskräfte sowie der Stoff- und Wärmeübergang an Phasengrenzflächen sind charakteristische Beispiele solcher Schließungsbeziehungen.

Eine Vereinfachung der Gleichungssysteme liefert das homogene Mehrphasenmodell. In diesem Sonderfall des Euler-Euler-Verfahrens teilen beide Fluide ein phasenunabhängiges Geschwindigkeitsfeld und demzufolge eine Impulsbilanzgleichung. [Pas04] Die typische Anforderung einer freien Oberflächenströmung mit eindeutig definierter Grenzfläche und geringer Relativgeschwindigkeit zwischen den Phasen ist für den Referenzfüllstand im NKPG erfüllt. [Ans11c] Die Hydrodynamik der homogenen Mehrphasenströmung wird mit den Gleichungen (6-1) bis (6-3) berechnet. Für die gemeinsame Impulsbilanz (6-2) werden die Dichte  $\rho$  und die molekulare Viskosität  $\eta$  in (6-4) und (6-5) entsprechend der Phasenanteile  $r_\beta$  gemittelt. Die Impulserhaltungsgleichung impliziert weiterhin, dass das Druckfeld für alle Phasen identisch ist. [Pas04, Ans11a]

#### Kontinuitätsgleichung (allgemeine Form):

$$\frac{\partial(r_\beta \cdot \rho_\beta)}{\partial t} + \nabla \cdot (r_\beta \cdot \rho_\beta \cdot \mathbf{U}) = S_{MS\beta} \quad (6-1)$$

#### Impulserhaltungsgleichung (allgemeine Form):

$$\frac{\partial(\rho \cdot \mathbf{U})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \cdot \mathbf{U} \otimes \mathbf{U} - \eta \cdot (\nabla \mathbf{U} + (\nabla \mathbf{U})^T)) = S_M - \nabla p \quad (6-2)$$

#### Volumenerhaltungsgleichung:

$$\sum_{\beta=1}^{N_p} r_\beta = 1 \quad (6-3)$$

$$\rho = \sum_{\beta=1}^{N_p} r_{\beta} \cdot \rho_{\beta} \quad (6-4)$$

$$\eta = \sum_{\beta=1}^{N_p} r_{\beta} \cdot \eta_{\beta} \quad (6-5)$$

Im Fall der homogenen, zweiphasigen Gas/Liquid-Strömung resultieren sechs Unbekannte ( $\mathbf{U} = U, V, W; r_G; r_L; p$ ), die mit den sechs hydrodynamischen Gleichungen berechenbar sind. Zur Schließung des Gleichungssystems werden die Dichten der beiden Phasen durch konstitutive Zustandsgleichungen der allgemeinen Struktur (6-6) beschrieben. [Ans11a] Für die vorliegende Simulation von Gas/Liquid-Grenzflächen bei Umgebungsbedingungen wird von konstanten Dichten und Viskositäten ausgegangen.

$$\rho_{\beta} = \rho_{\beta}(p, T) \quad (6-6)$$

Aus den experimentellen Untersuchungen bei Umgebungsbedingungen (vergleiche Kapitel 4.3.2, Seite 46ff.) geht hervor, dass das Verhalten der Phasengrenzfläche vor allem von Gravitationskräften dominiert wird. Den Einfluss des Schwerfeldes berücksichtigt das „Full Buoyancy Model“, welches die Impulserhaltungsgleichung um den Quellterm (6-7) erweitert. Nach [Ans11c] ist die Referenzdichte  $\rho_{ref}$  bei Gas/Liquid-Strömungen mit freier Oberfläche der Gasdichte gleichzusetzen, damit der hydrostatische Druck der Liquidphase modelliert wird.

$$\mathbf{S}_{M,buoy} = (\rho - \rho_{ref}) \cdot \mathbf{g} \quad (6-7)$$

Die Oberflächenspannungskraft als weiterer wesentlicher Einflussfaktor auf die Topologie der Phasengrenze wird durch das „Free Surface Flow Model“ berücksichtigt. Dieses basiert auf dem Continuum Surface Force Ansatz von Brackbill et al. [Bra92] und behandelt die Oberflächenspannungskraft als Volumenkraft, welche sich mit Gleichung (6-8) aus zwei Anteilen zusammensetzt. Die erste Komponente resultiert aus der Krümmung der freien Oberfläche  $\kappa_{LG}$  nach (6-9) und wirkt entlang des senkrecht von der Liquid- zur Gasphase gerichteten Normalenvektors  $\mathbf{n}_{LG}$ . Die Kraft bewirkt in Abhängigkeit von der Krümmung lokale Druckunterschiede und tendiert dazu, eine Minimaloberfläche zu formieren. Der zweite Anteil beschreibt die Marangoni-Konvektion [Bet97], die bei lokalen Unterschieden des Oberflächenspannungskoeffizienten  $\sigma$  an der Gas/Liquid-Phasengrenze zu tangentialen Kräften führt, durch welche die Gradienten ausgeglichen werden sollen. [Ans11a]

$$\mathbf{F}_{LG} = (-\sigma \cdot \kappa_{LG} \cdot \mathbf{n}_{LG} + \nabla_s \sigma) \cdot \delta_{LG} \quad (6-8)$$

$$\kappa_{LG} = \nabla \cdot \mathbf{n}_{LG} \quad (6-9)$$

Um sicherzustellen, dass die Volumenkraft  $\mathbf{F}_{LG}$  ausschließlich auf die Grenzfläche wirkt, wird eine Deltafunktion  $\delta_{LG}$  nach Gleichung (6-10) verwendet. Diese nimmt außerhalb des Zweiphasengebietes den Wert Null an. Zur Aufrechterhaltung einer scharfen Grenzfläche wird der zugehörige „Interface Compression Level“ auf den maximalen, gleichzeitig als Standard geltenden, Wert gesetzt. Der Parameter kontrolliert die Diskretisierungsschemata zur Berechnung der Volumenerhaltungsgleichungen. [Ans11a]

$$\delta_{LG} = |\nabla r_{LG}| \quad (6-10)$$

Neben den im Zweiphasengebiet wirkenden Oberflächenspannungskräften werden die von der Rohrwand ausgehenden Adhäsionskräfte mithilfe der „Wall Adhesion“-Option berücksichtigt. Diese beschreibt, ausgehend von dem Kontaktwinkel im Dreiphasengebiet, das Benetzungsverhalten an Wänden und dient der Modellierung der Kapillarität. [Ans11c] Da der an der Gas/Liquid-Grenzfläche berechnete Normalenvektor  $\mathbf{n}_{LG}$  den Kontaktwinkel  $\Theta$  erfüllen muss, werden die Krümmung  $\kappa_{LG}$  und somit die Oberflächenspannungskraft  $\mathbf{F}_{LG}$  beeinflusst. [Ans11a]

Die folgenden Empfehlungen von Ansys [Ans11a, Ans11b, Ans11c, Ans11d] für das „Free Surface Flow Model“ wurden in den Simulationen berücksichtigt:

1. Simulation mit doppelter Genauigkeit („Double Precision“) zur Vermeidung von Rundungsfehlern bei der Berechnung der Krümmung  $\kappa_{LG}$  und zur Verbesserung der Konvergenz.
2. Der Grenzflächen-Normalenvektor  $\mathbf{n}_{LG}$  wird aus dem Gradienten eines geglätteten Volumenanteil-Verteilungsfeldes ermittelt („Volume Fraction Smoothing Type: Volume-Weighted“).
3. Zur Reduzierung von parasitären Strömungen in der grenzflächennahen Gasphase werden die Körperkräfte durch eine robustere Methode auf die Elemente gemittelt („Body Force Averaging Type: Harmonic“)
4. Die Berechnung der Geschwindigkeit, des Druckes und der Volumenanteile wird implizit durch den Solver gekoppelt („Volume Fraction Coupling: Coupled“).



In Analogie zu den experimentellen Bedingungen bleiben der Wärme- und Stofftransport in den Simulationsrechnungen unberücksichtigt. Die Strömung wird aufgrund der sehr kleinen Reynoldszahlen (vergleiche 4.3.2, Seite 46ff.) als laminar modelliert.

### 6.2.2 Beschreibung des Simulationsfalles

Mit der Zielsetzung, die Komplexität der experimentellen Modellvalidierung sukzessive zu erhöhen, werden in einem ersten Schritt die stationären Gas/Liquid-Phasengrenzflächen bei Umgebungsbedingungen betrachtet. Die Analyse erfolgt mit den Fluidpaaren Wasser/Luft und Ethanol/Luft in exemplarischen Kanalgeometrien.

Da die eingangs durchgeführten stationären Simulationen keine ausreichende Konvergenz erreichten, werden die Grenzflächen mithilfe von Transienten in einen quasi-stationären Zustand überführt. Diese Behandlung einzelner Zeitschritte führt bereits bei vereinfachten Bedingungen zu einem vielfach höheren Simulationsaufwand, welcher mit zunehmender Gitterauflösung steigt. Um die damit verbundene Berechnungsdauer in Grenzen zu halten, wurden die Lösungen aller in Ansys CFX 14 betrachteten Fälle in zwei Stufen ermittelt. Ausgehend von einem zur Hälfte mit Liquid befülltem Rohr wird im ersten Schritt die Nulltransiente als ungefähre Lage des Zweiphasengebietes auf einem vergleichsweise grobem Gitter bestimmt (Abbildung 50, für  $0 \text{ s} \leq t \leq 12 \text{ s}$ ). Das Ergebnis dient im zweiten Schritt ( $12 \text{ s} < t \leq 18 \text{ s}$ ) als Anfangswert für die Berechnung der Phasenverteilung bei einer verfeinerten Ortsdiskretisierung.

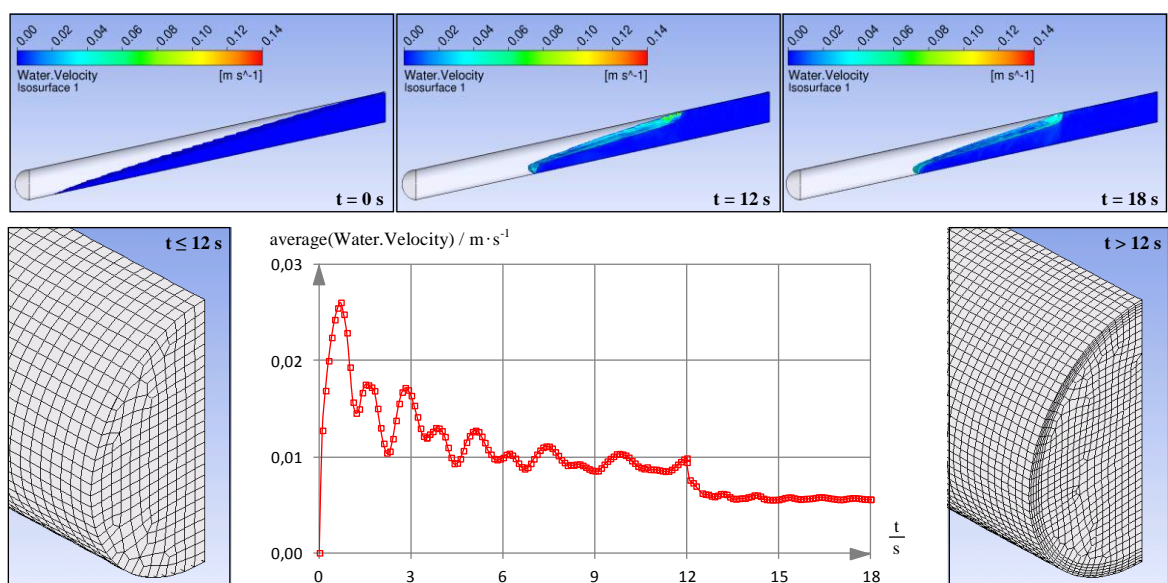
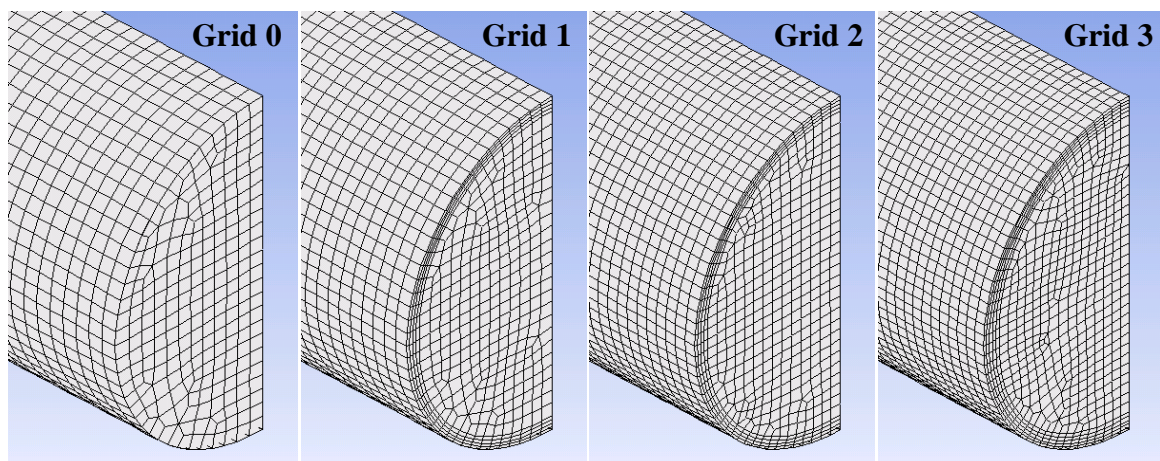


Abbildung 50: Berechnung quasi-stationärer Phasengrenzflächen in Ansys CFX 14

### 6.2.3 Definition der Geometrie und des Rechengitters

Die Erzeugung der in Ansys CFX 14 untersuchten Geometrien erfolgte mithilfe des Design Modelers. Berücksichtigt wurde ausschließlich die dünne Rohrleitung als Testsektion, deren Innendurchmesser  $d_i$  und Neigungswinkel  $\alpha$  den experimentellen Bedingungen entsprechen. Zur Reduzierung der Rechenzeit wird von einer entlang der Rohrmittlebene symmetrischen Grenzflächenverteilung ausgegangen, welche eine Betrachtung des halben Untersuchungsbereiches ermöglicht.

Die für die numerischen Simulationen erforderliche Ortsdiskretisierung wurde durch eine Gitterunabhängigkeitsstudie für stationäre Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen bei SWR-Parametern ermittelt. Hierfür erfolgte nach Abbildung 51 eine dreistufige Verfeinerung des für die Berechnung der Nulltransiente generierten Gitters mit dem CFX Meshing Tool. Neben der sukzessiven Verkleinerung der Kontrollvolumina (KV) im Kern des Rohres wurde insbesondere die Ortsauflösung nahe der Rohrwand erhöht. Durch solche „Inflation Layer“ und die Nutzung strukturierter Gitter wird den Anforderungen für eine möglichst exakte Modellierung von Gas/Liquid-Grenzflächen nachgekommen. [Bar04, VBa04, VBa05, Gup09, Ans11b]



**Abbildung 51: Topologie der Rechengitter für CFD-Simulationen an stationären Gas/Liquid-Grenzflächen bei Umgebungsparametern**

Die wichtigsten Kenngrößen zur Dimensionierung der Gitter sind zusammenfassend in Tabelle 19 dargestellt. Alle KV besitzen die Struktur eines Hexaeders, welcher gegenüber den Tetraedern nur die Hälfte der Knoten und damit kürzere Rechenzeiten benötigt, um zu äquivalenten Ergebnissen zu gelangen. [Ans09a] Als wichtigste Kriterien zur Bewertung der Gitterqualität werden die Skewness und das Aspect Ratio aufgeführt. Die Skewness SK beschreibt die Verzerrung der Kontrollvolumina, basierend auf Abweichungen von dem

Volumen beziehungsweise den Winkel einer gleichseitigen Zelle als Relativwert in den Grenzen von 0 bis 1 (Abbildung 52 (a)). [Kis99, Ans09a] Sie sollte für eine ausreichende Genauigkeit und Konvergenz die Grenze 0,9 nicht überschreiten. [Ans09b] Das Aspect Ratio AR wird in Ansys CFX aus dem Verhältnis des maximalen und des minimalen Abstandes zwischen den Mittelpunkten benachbarter Zellen bestimmt. Es gilt als Maß für die Streckung der Kontrollvolumina (Abbildung 52 (b)). Obwohl das Aspect Ratio den Diskretisierungsfehler nicht direkt negativ beeinflusst, sollte es nach den Ansys Best Practice Guidelines den Wert 100 unterschreiten. [Ans09a] Aus Tabelle 19 geht hervor, dass dieser Empfehlung mit Grid 1 und 2 nicht vollständig nachgekommen wird. Das erhöhte Aspect Ratio ist ein Kompromiss der einerseits geforderten Anzahl von Zellen im Inflation Layer [Gup09] und der für einen begrenzten Simulationsaufwand benötigten minimalen Größe der KV im Kern des Rohres. Da Ansys CFX Aspect Ratios bis 1000 handeln kann [Ans09a] und die beiden Mittelwerte die Empfehlung der Best Practice Guidelines [Ans09b] deutlich unterschreiten, wird bei einer konvergierenden Simulation von einem akzeptablen Gitter ausgegangen.

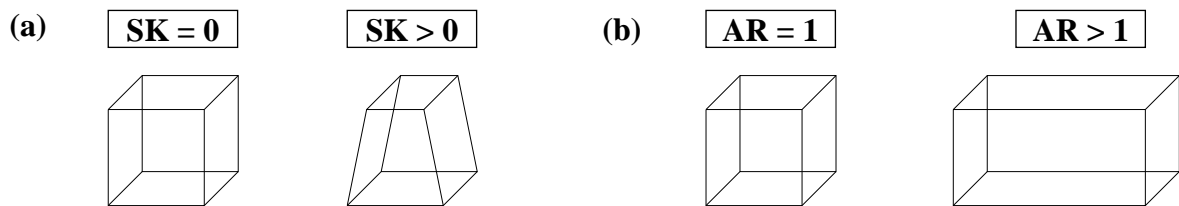


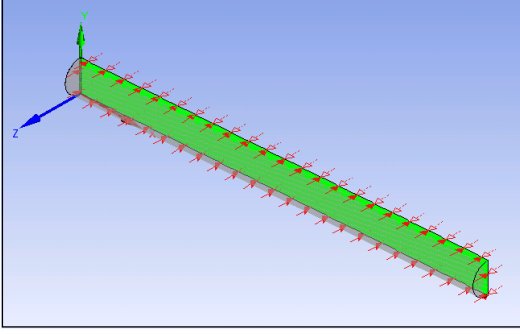
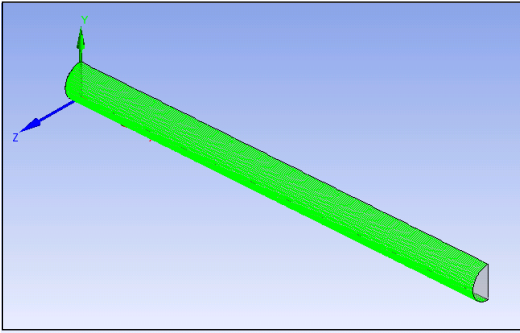
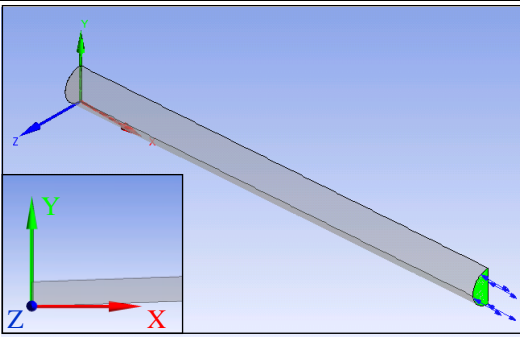
Abbildung 52: Beispiele zu den Gütekriterien Skewness (SK) und Aspect Ratio (AR)

	Grid 0	Grid 1	Grid 2	Grid 3
<b>Gitter im Kern des Rohres</b>				
- Elementgröße [ $10^{-4}$ m]	4,00	3,50	3,00	2,75
<b>Verfeinerung („Inflation“) des Gitters an der Rohraußenwand</b>				
- Anzahl der Layer	-	4	4	5
- Wachstumsrate	-	1,1	1,1	1,1
- Dicke aller Layer [ $10^{-4}$ m]	-	4	4	5
<b>Kriterien des Gitters</b>				
- Anzahl der Kontrollvolumina	154128	353261	475728	652712
- maximale Skewness	0,52	0,88	0,86	0,59
- mittlere Skewness	0,12	0,12	0,11	0,11
- maximales Aspect Ratio	1,72	127,19	116,84	20,45
- mittleres Aspect Ratio	1,01	3,56	3,09	2,46

Tabelle 19: Dimensionierung und Gütekriterien der Gitter Grid 0 bis Grid 3

### 6.2.4 Definition der Rand- und Anfangsbedingungen sowie Modellparametrierung

Die Randbedingungen der Simulationen wurden entsprechend Tabelle 20 festgelegt. Das hierbei dargestellte Koordinatensystem bildet, sofern nicht anders deklariert, die Grundlage für alle weiteren Betrachtungen.

Ort der Randbedingung	Typ und Definition der Randbedingung
	<p><b>Symmetrie-Randbedingung<sup>44</sup></b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• keine Strömungsgeschwindigkeit senkrecht zur Symmetrieebene</li> <li>• gradientenfreie skalare Variablen senkrecht zur Symmetrieebene</li> </ul>
	<p><b>Wand-Randbedingung</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• No Slip Wall (Haften des Fluides an der Rohrwand)</li> <li>• Wandadhäsion mit Kontaktwinkel <math>\Theta</math></li> </ul>
	<p><b>Opening-Randbedingung</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• subsonische Strömung</li> <li>• Entrainment mit relativem Öffnungsdruck von 0 Pa (die Strömungsrichtung wird aus dem Geschwindigkeitsfeld berechnet)</li> <li>• Volumenanteile: <math>r_G = 1</math>; <math>r_L = 0</math></li> </ul>

**Tabelle 20: Randbedingungen der CFD-Simulationen an stationären Gas/Liquid-Grenzflächen bei Umgebungsparametern [Ans11a]**

Die Einbindung der Anfangsbedingungen in das Simulationsmodell erfolgt mithilfe der CFX Expression Language (CEL). Es wird angenommen, dass die Testsektion zum Beginn der Betrachtungen, entsprechend dem Initialfüllstand  $h_0$  nach Gleichung (6-11), zur Hälfte mit Wasser beziehungsweise Ethanol gefüllt ist. Die Volumenanteile aus (6-12) und (6-13)

<sup>44</sup> Die rot dargestellten Pfeile entlang der Symmetrieebene repräsentieren eine in Ansys CFX 14 typische Kennzeichnung von Symmetrie-Randbedingungen.

sowie die Anfangsgeschwindigkeiten nach (6-14) verdeutlichen, dass eine ideale, ruhende Schichtung vorausgesetzt wird. Definitionsgemäß stellt sich mit der in Ansys CFX 14 implementierten Schrittfunktion an der Grenzfläche ein Gleichgewicht der Volumenanteile beider Phasen ein ( $r_L = r_G = 0,5$ ). [Ans11b]

$$h_0 = 0,5 \cdot (d_i \cdot \cos(\alpha) + L \cdot \sin(\alpha)) \quad (6-11)$$

$$r_G = \text{step} \left( \frac{y - h_0}{1[m]} \right) \quad (6-12)$$

$$r_L = 1 - r_G \quad (6-13)$$

$$\mathbf{U}(t=0) = (0; 0; 0) \quad (6-14)$$

Aus der partiellen Befüllung der Testsektion resultiert ein hydrostatischer Relativdruck, der mit (6-15) ebenfalls als Anfangsbedingung vorgegeben wird. Der Einfluss der Gasphase wird entsprechend dem Full Buoyancy-Model (vergleiche 6.2.1, Seite 104) vernachlässigt.

$$\Delta p_0 = \rho_L \cdot g \cdot (h_0 - y) \cdot r_L \quad (6-15)$$

Der Gravitationsvektor wird unter Berücksichtigung des festgelegten Koordinatensystems durch (6-16) definiert. Hierbei entspricht die Gravitationskonstante ( $g = 9,8066502 \text{ m/s}^2$ ) einem in Ansys CFX 14 vordefinierten Wert.

$$\mathbf{g} = (0; -g; 0) \quad (6-16)$$

Die relevantesten Stoffwerte der numerischen Simulationen sind zusammenfassend in Tabelle 21 dargestellt. Alle Daten wurden für die jeweils angegebenen Betriebsparameter ermittelt<sup>45</sup> und beschreiben den Zustand von reinen Fluiden. Da im ersten Teilschritt der experimentellen Modellvalidierung von unveränderlichen Temperaturen und Drücken ausgegangen wird, sind die Stoffwerte über die gesamte Betrachtungsdauer als konstant anzusehen. Entsprechend der Zielsetzung der Simulationen werden auch die angegebenen Kontaktwinkel  $\Theta_0$  als stationär betrachtet.

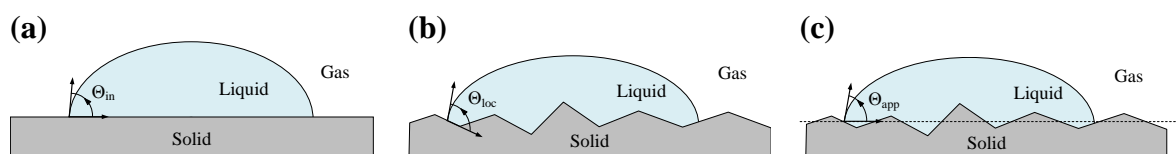
---

<sup>45</sup> Die Stoffwerte von Wasser, Dampf und Ethanol wurden mit REFPROP, Version 8.0 (National Institute of Standards and Technology, NIST) berechnet. Für Luft wurde auf die in Ansys CFX 14.0 implementierten Daten (Air at 25 C) zurückgegriffen.

		Wasser/Dampf	Ethanol/Luft	Wasser/Luft
Temperatur	T [°C]	285,8	25,0	25,0
Druck	p [bar]	70,0	1,0	1,0
Molare Masse	M <sub>L</sub> [kg/kmol]	18,015	46,068	18,015
	M <sub>G</sub> [kg/kmol]	18,015	28,960	28,960
Dichte	ρ <sub>L</sub> [kg/m <sup>3</sup> ]	739,72	785,47	997,05
	ρ <sub>G</sub> [kg/m <sup>3</sup> ]	36,525	1,185	1,185
Dynamische Viskosität	η <sub>L</sub> [Pa·s]	91,249 · 10 <sup>-6</sup>	10,849 · 10 <sup>-4</sup>	8,901 · 10 <sup>-4</sup>
	η <sub>G</sub> [Pa·s]	18,960 · 10 <sup>-6</sup>	18,310 · 10 <sup>-6</sup>	18,310 · 10 <sup>-6</sup>
Oberflächen- spannung	σ [N/m]	17,633 · 10 <sup>-3</sup>	21,776 · 10 <sup>-3</sup>	71,972 · 10 <sup>-3</sup>
Kontaktwinkel (Festkörper)	Θ <sub>0</sub> [°]	74,0 (1.4571)	25,6 (Polycarbonat)	74,7 (Polycarbonat)

**Tabelle 21: Stoffwerte zur CFD-Simulation stationärer Gas/Liquid-Grenzflächen bei Umgebungsparametern**

Die Angabe des stationären Kontaktwinkels  $\Theta_0$  muss für die nachfolgenden Betrachtungen präzisiert werden. Grundsätzlich wird zwischen mikroskopischen und makroskopischen Kontaktwinkeln unterschieden. Der mikroskopische Kontaktwinkel ist von der Geometrie unabhängig und wird ausschließlich durch die Materialpaarung, die Temperatur sowie den Druck bestimmt. [Pal01] Er folgt im Gleichgewicht der drei Phasen auf einer ideal glatten, chemisch homogenen, unlöslichen und nicht reaktiven Oberfläche der von Young [You05] aufgestellten Gleichung. Der resultierende intrinsische Kontaktwinkel nimmt im gesamten Dreiphasengebiet einen konstanten Wert an. [Mar96] Dem entgegen stellt sich auf realen, rauigkeitsbehafteten Festkörperoberflächen infolge der mikroskopischen Neigungen ein lokaler makroskopischer Kontaktwinkel ein, welcher deutlich vom intrinsischen abweichen kann. Beide Parameter sind wegen der begrenzten lokalen Skala nicht direkt messtechnisch erfassbar. Tatsächlich wird der scheinbare, makroskopische Kontaktwinkel erfasst, welcher die Rauigkeit der Wände nicht berücksichtigt. [Mar96, Pal01] Die Unterschiede zwischen den drei Definitionen des Kontaktwinkels sind in Abbildung 53 schematisch dargestellt.



**Abbildung 53: Arten des Kontaktwinkels  $\Theta$ : (a) Intrinsisch, mikroskopisch (b) lokal, makroskopisch (c) scheinbar, makroskopisch [Mar96]**

Da der lokale Kontaktwinkel signifikant von den Eigenschaften der Festkörperoberfläche abhängig ist und in der Fachliteratur nur wenige Vergleichsdaten existieren, wird in den CFD-Simulationen bei Umgebungsbedingungen auf Messungen am realen Stoffsystem zurückgegriffen. Es wird angenommen, dass der dabei ermittelte scheinbare Kontaktwinkel auf den vergleichsweise glatten Polycarbonat-Oberflächen den tatsächlichen Wert in einer hinreichenden Näherung abbildet. Wegen der unterschiedlichen Benetzungscharakteristika wurden zwei Messverfahren eingesetzt.

Die Analyse der Stoffkombination Wasser, Luft und Polycarbonat erfolgte mit der „Static Drop“-Methode [Rat04]. Für die insgesamt 36 auf einer glatten PC-Platte positionierten und nach einer Übergangszeit von einer Minute mittels Videomesstechnik aufgezeichneten Tropfen wurde der stationäre Kontaktwinkel durch eine Software<sup>46</sup> berechnet. Das dabei angewandte Verfahren nach Stalder et al. [Sta10] gleicht die Young-Laplace Gleichung [You05, Lap06] unter der Annahme eines axialsymmetrischen Tropfens an die Bilddaten an. Der mittlere stationäre Kontaktwinkel von  $\Theta_0 = 74,7 \pm 3,5^\circ$  korreliert mit den aus der Literatur entnommenen Messdaten, welche in einem Bereich von  $\Theta_0 = 67,0^\circ$  [Kan08] bis  $\Theta_0 = 87,4^\circ$  [Kim01] streuen.

Aufgrund des ausgeprägteren Benutzungsverhaltens [Han12] und der damit verbundenen Spreitung auf glatten Oberflächen wurde der stationäre Kontaktwinkel von Ethanol, Luft und Polycarbonat mit der „Capillary Rise“-Methode [Rat04] bestimmt. Die zehn in einem senkrechten Rohr mit  $d_i = 7$  mm durchgeführten Einzelmessungen lieferten einen mittleren Kontaktwinkel von  $\Theta_0 = 25,6 \pm 0,5^\circ$ . Eine Validierung der Messdaten ist nicht möglich, da für das vorliegende Stoffsystem gegenwärtig keine weiteren Kontaktwinkeluntersuchungen bekannt sind. Tendenziell weisen ähnliche Experimente mit Ethanol(-Lösungen), Luft und anderen Polymeren vergleichbare Ergebnisse auf. [Sef03, Sha09, Shi09, Jan12]

Im Rahmen der Gitterunabhängigkeitsstudie wird zunächst der bei Umgebungsparametern ermittelte stationäre Kontaktwinkel zwischen Wasser, Luft und dem korrosionsbeständigen Stahl 1.4571 herangezogen. Der Mittelwert von  $\Theta_0 = 74,0 \pm 3,4^\circ$  wurde in insgesamt zehn Messungen nach einer Übergangszeit von einer Minute durch die „Static Drop“-Methode [Rat04] bestimmt. Die der Fachliteratur entnommenen Kontaktwinkel für die Stoffpaarung Wasser, Luft und Edelstahl liegen in dem durch die Standardabweichung beschriebenen Vertrauensbereich des Mittelwertes. [Qi05, Mau11, Xu13]

---

<sup>46</sup> ImageJ Plugin „Low Bond Axisymmetric Drop Shape Analysis (LB-ADSA)“, Version March 2005.  
<http://bigwww.epfl.ch/demo/dropanalysis/>

### 6.2.5 Durchführung und Auswertung der Simulationen

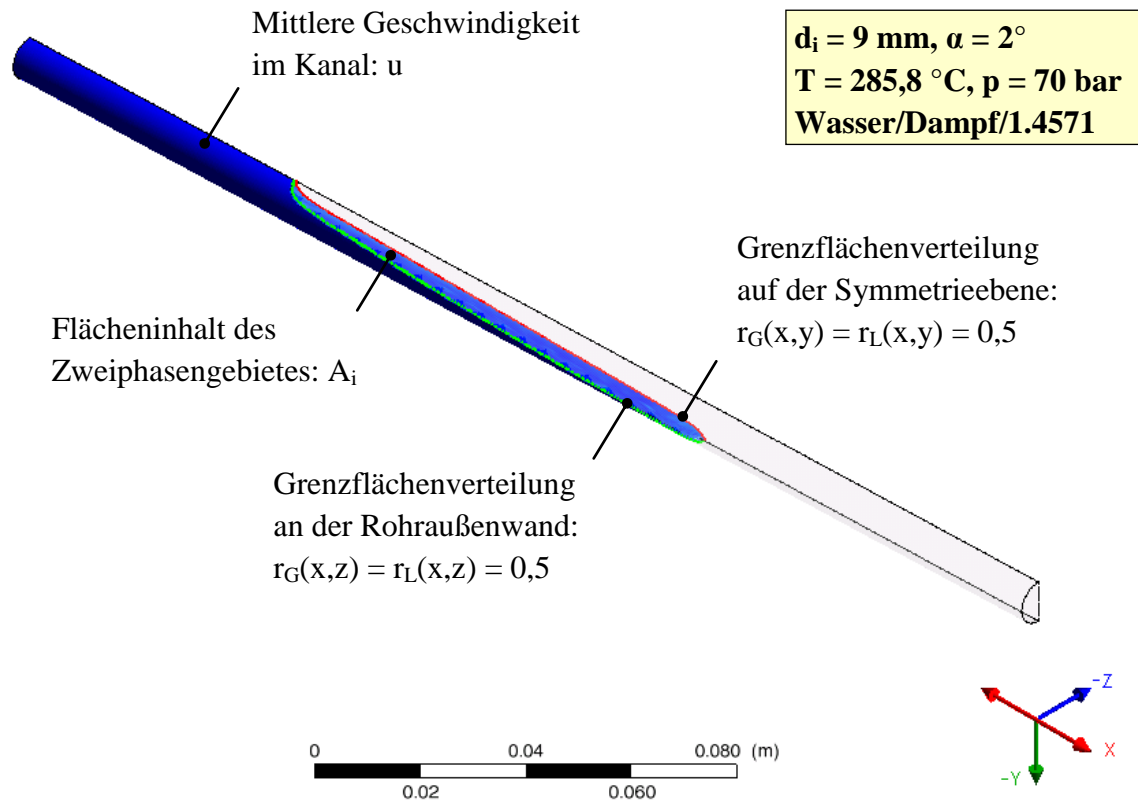
Die Gas/Liquid-Phasengrenzen werden gemäß Abschnitt 6.2.2, Seite 106, durch zwei aufeinanderfolgende Transienten auf einem groben ( $0 \leq t \leq 12$  s) und einem verfeinerten Rechengitter ( $12 < t \leq 18$  s) in den quasi-stationären Zustand überführt. Die Berechnungen basieren auf einem adaptiven Zeitschritt, welcher nach jeder vollständigen Iteration auf die vorliegenden Strömungsbedingungen angepasst wird. Als Kriterium wird die Courant-Zahl betrachtet, welche eine der wichtigsten Kenngrößen für transiente Strömungssimulationen darstellt und im eindimensionalen Fall durch Gleichung (6-17) definiert ist. Sie setzt die aus der Geschwindigkeit  $u$  und der Zeitauflösung  $\Delta t$  resultierende Wegänderung mit der Ortsauflösung  $\Delta x$  in ein Verhältnis. Auf diese Weise wird beschrieben, wieviele Zellen die Strömung während eines Zeitschrittes überschreitet. Ansys CFX 14 berechnet die Courant-Zahl mithilfe des Massenstromes in ein KV und dessen Abmessungen als dreidimensionale Größe. [Ans11a] Basierend auf der Empfehlung von  $Co \approx 1$  zur Auflösung von transienten Details wird der Zeitschritt dahingehend adaptiert, dass die maximale lokale Courant-Zahl den Wert 0,5 nicht überschreitet.

$$Co = \frac{u \cdot \Delta t}{\Delta x} \quad (6-17)$$

Die numerischen Simulationen erfolgten entsprechend den Hinweisen von Ansys mit dem „High Resolution Advection Scheme“ und dem „Second Order Backward Euler Transient Scheme“. [Ans11c] Das Konvergenzkriterium basiert auf dem quadratischen Mittelwert (Root Mean Square, RMS) der Residuen zwischen zwei Iterationsschritten. Unterschreitet dieses den Grenzwert  $10^{-4}$  (Nulltransiente) beziehungsweise  $5 \cdot 10^{-5}$  (finale Lösung), wird der jeweilige Zeitschritt als konvergierend betrachtet. Da die mit dem Free Surface Model berechneten Phasengrenzflächen meist von parasitären Strömungen beeinflusst werden, ist die Konvergenz im Sinne der Residuen in vielen Fällen nicht oder nur schwer erreichbar. Aus diesem Grund wird die Bewertung der Konvergenz um globale physikalische Größen erweitert. [Ans11c] Anhand von Änderungen der Geschwindigkeit wird überprüft, ob die Grenzfläche einen quasi-stationären Zustand erreicht hat oder ob die Transiente andauert.

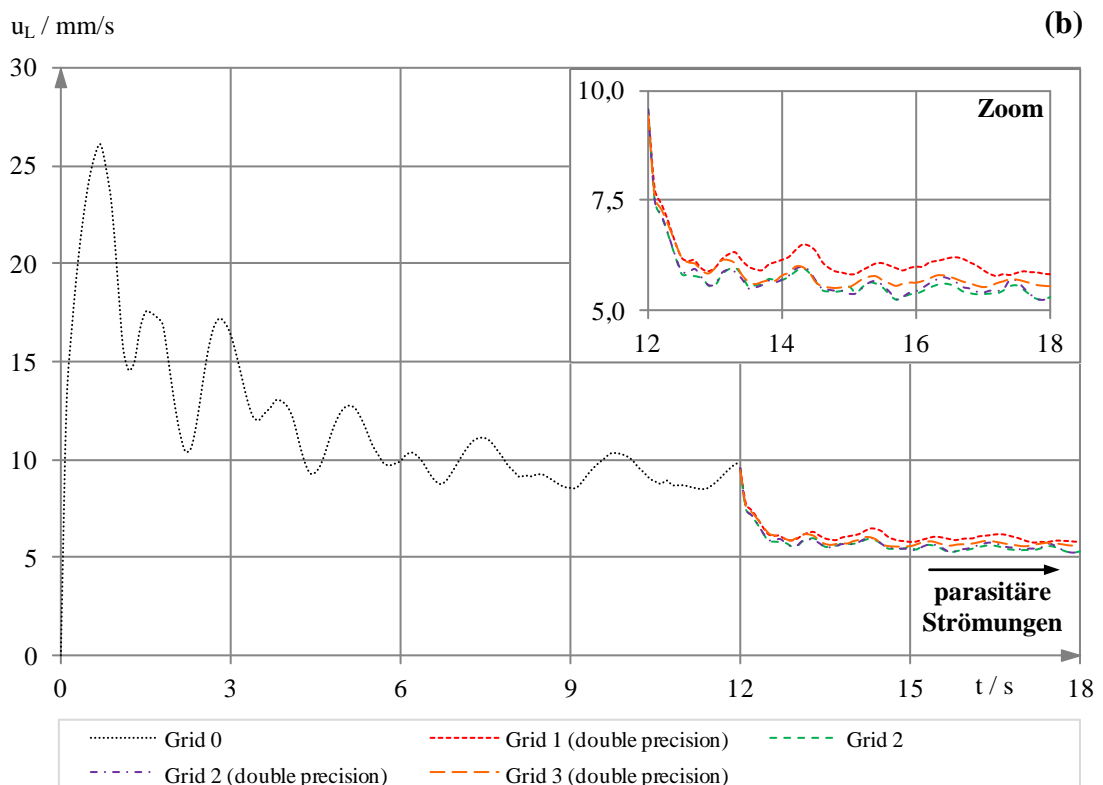
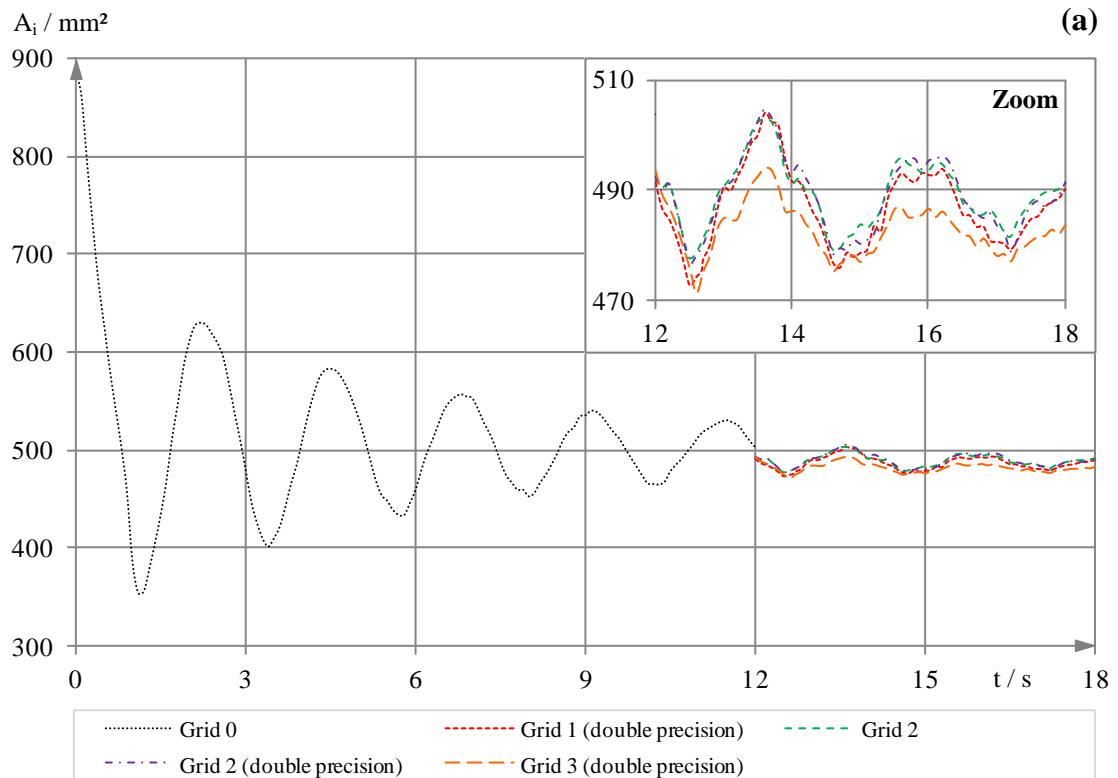


Abbildung 54 zeigt die in der Gitterunabhängigkeitsstudie betrachteten Kenngrößen. Das Erreichen einer quasi-stationären Phasengrenzfläche wird in erster Linie durch die mittlere Geschwindigkeit im Kanal und den Flächeninhalt des Zweiphasengebietes bewertet. Zur Analyse der Simulationsgenauigkeit zwischen den einzelnen Diskretisierungsstufen dient die Grenzflächenverteilung entlang der Symmetrieebene (X-Y-Koordinatensystem) und der Rohraußenwand (X-Z-Koordinatensystem).



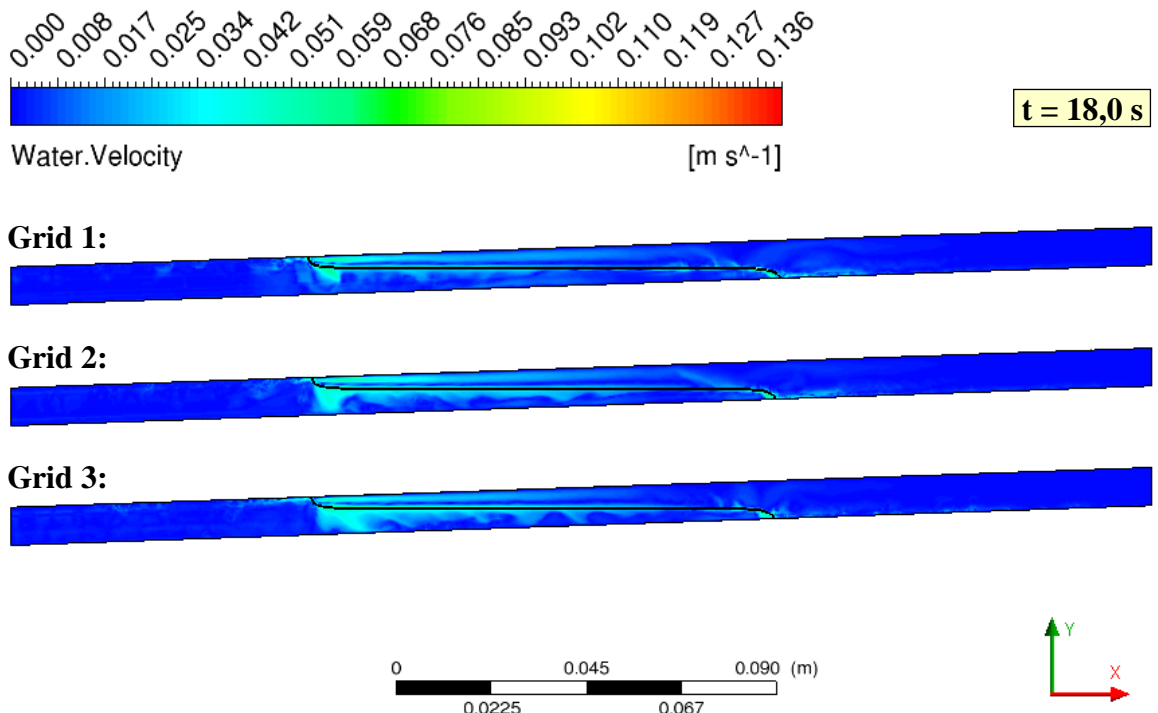
**Abbildung 54: Kenngrößen der Gitterunabhängigkeitsstudie**

Der Flächeninhalt des Zweiphasengebietes  $A_i$  und die mittlere Geschwindigkeit im Kanal  $u$  sind für alle Rechengitter zusammenfassend in Abbildung 55 (a) und (b) dargestellt. Es ist erkennbar, dass die Phasengrenzfläche während der Simulation und insbesondere nach der Nulltransiente einen quasi-stationären Zustand anstrebt. Während des Übergangsvorganges ist ein Einschwingen beider Parameter feststellbar, wobei die Dämpfung maßgeblich von der Ortsdiskretisierung bestimmt wird. Ab einer Simulationszeit von  $t = 15$  s schwankt der Flächeninhalt  $A_i$  für alle Rechengitter um weniger als 2 % um den jeweiligen Mittelwert. Gleichzeitig ändert sich die mittlere Geschwindigkeit vor allem für die feineren Gitter ab diesem Zeitpunkt nur noch marginal.



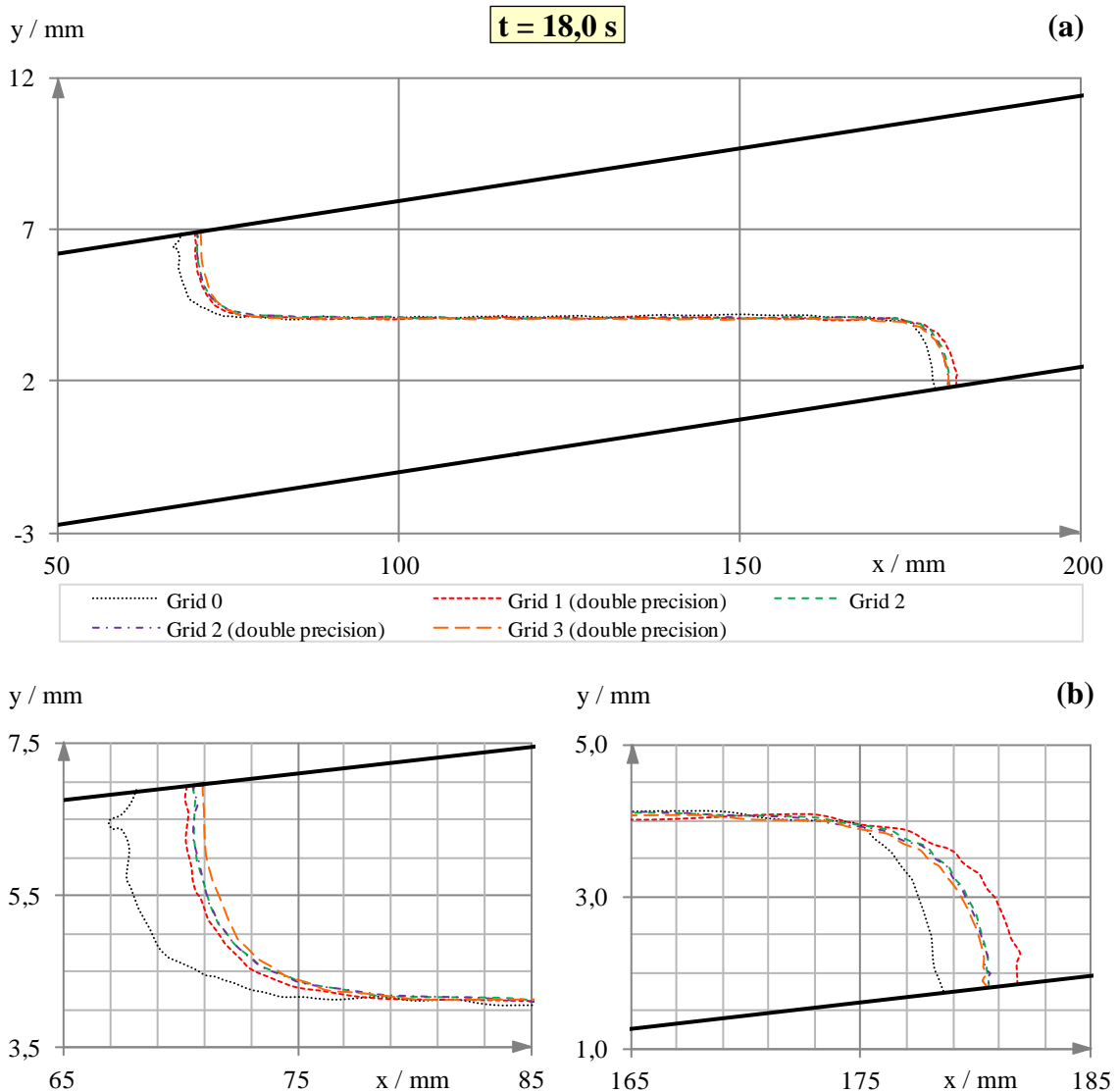
**Abbildung 55: (a) Flächeninhalt der Phasengrenze und (b) mittlere Geschwindigkeit im Kanal für unterschiedliche Stufen der Ortsdiskretisierung**

Die verbleibende mittlere Strömungsgeschwindigkeit im Kanal deutet darauf hin, dass sich auch nach einer Simulationszeit von 18 s keine stationäre Phasengrenzfläche einstellt. Um diese Beobachtung detaillierter zu untersuchen, wurde das Geschwindigkeitsprofil entlang der Symmetrieebene analysiert. Aus Abbildung 56 geht hervor, dass sich das Kerngebiet beider Phasen in einem vergleichsweise stationären Zustand befindet. An der Grenzfläche verbleiben deutlich ausgeprägtere Geschwindigkeiten, welche insbesondere auf Regionen mit erhöhten Krümmungsradien konzentriert sind. In Anlehnung an Harvie, Davidson und Rudman [Har06] wird geschlussfolgert, dass ein wesentlicher Anteil der Fluidbewegung im Zweiphasengebiet aus unphysikalischen, parasitären Strömungen resultiert. Diese sind den Autoren zufolge auf die Modellierung von Oberflächenspannungskräften durch das Continuum Surface Force -Modell von Brackbill et al. [Bra92] zurückzuführen. Die in [Har06] postulierte Konstanz beziehungsweise Erhöhung der parasitären Strömungen zunehmender Gitterverfeinerung kann anhand der vorliegenden Simulationsergebnisse bestätigt werden. Da die Grenzflächentopologie aus globaler Sicht im weiteren Berechnungsverlauf nahezu unverändert bleibt, wird nachfolgend von quasi-stationären Bedingungen ausgegangen.



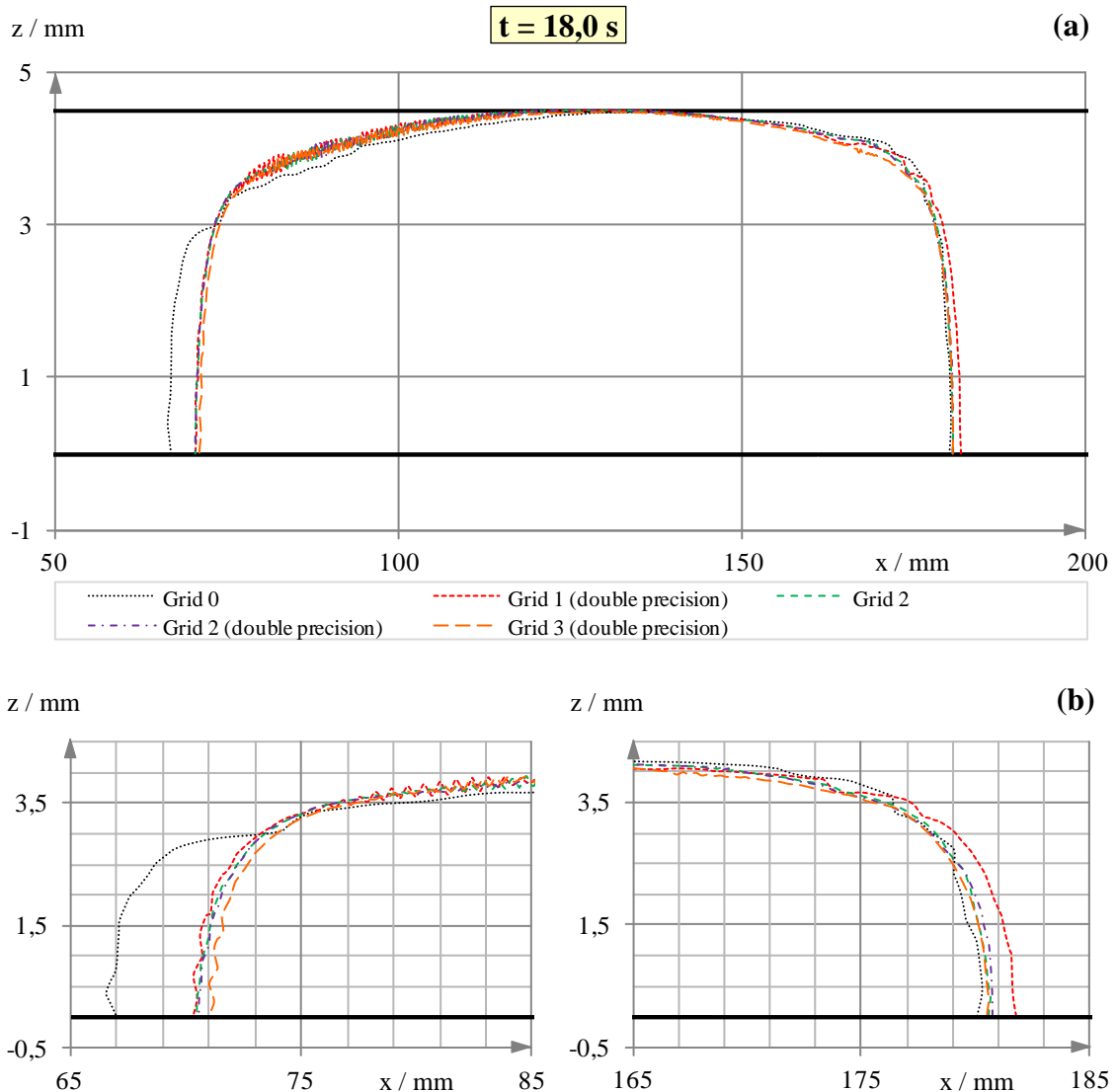
**Abbildung 56: Geschwindigkeitsverteilung und Lage der Phasengrenze entlang der Symmetrieebene für alle mit doppelter Präzision berechneten Fälle**

Abbildung 57 zeigt die Phasengrenzflächenverteilung entlang der Symmetrieebene für alle analysierten Rechengitter. Im Sinne einer aussagekräftigeren Darstellung verwenden beide Koordinatenrichtungen unterschiedliche Abbildungsmaßstäbe. Es ist erkennbar, dass die im Anschluss an die Nulltransiente (Grid 0) berücksichtigten Inflation Layers das Ergebnis der Simulationen verbessern. Infolge der höheren Ortsauflösung des Randgebietes werden so die Kontaktwinkel präziser modelliert. Dies äußert sich insbesondere in der wandnahen Grenzflächenverteilung, wohingegen das Zweiphasengebiet im Kern der Geometrie für alle Fälle nahezu identisch ist. Die Ergebnisse können ab Grid 2 als gitterunabhängig betrachtet werden, da sich die Lage und Topologie der Phasengrenze bei einer weiteren Verfeinerung der Ortsdiskretisierung nur noch geringfügig ändert.



**Abbildung 57: Lage und Topologie der Grenzfläche entlang der Symmetrieebene für verschiedene Rechengitter (a) Gesamtansicht (b) ausgewählte Zooms**

Die Grenzflächenverteilung an der Rohraußenwand wird in Abbildung 58 dargestellt. In Analogie zu den vorangegangenen Betrachtungen tragen die Inflation Layer gegenüber der Nulltransiente (Grid 0) zu einer deutlichen Verbesserung der Simulationsergebnisse bei. Die Lösungen werden ab Grid 2 als gitterunabhängig betrachtet.



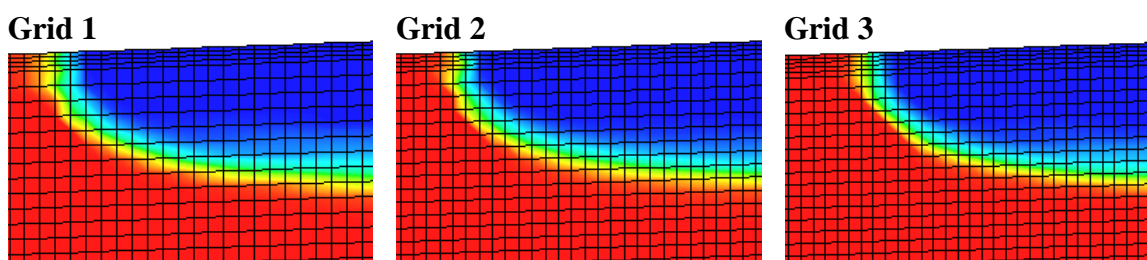
**Abbildung 58: Lage und Topologie der Grenzfläche entlang der Rohraußenwand für verschiedene Rechengitter (a) Gesamtansicht (b) ausgewählte Zooms**

Im Rahmen der Studie wurde die Modellierung von Gas/Liquid-Phasengrenzen in dünnen, leicht geneigten Rohren mit Ansys CFX 14.0 untersucht. Der Wärme- und Stoffübergang blieben in Übereinstimmung mit den Experimenten bei Umgebungsbedingungen zunächst unberücksichtigt. Die Analyse der quasi-stationären Ergebnisse zeigt, dass Verfeinerungen des Rechengitters in den Randgebieten zu einer exakteren Simulation der Kontaktwinkel beitragen. Die Kantenlänge der im Untersuchungsbereich verwendeten Kontrollvolumina

sollte nicht unter 0,3 mm liegen. Bei einer weiteren Verbesserung der Ortsauflösung erhöht sich die Genauigkeit im Vergleich zur Berechnungsdauer nur unwesentlich. Darüber hinaus besteht das Risiko, dass parasitäre Strömungen an der Grenzfläche intensiviert werden. Um derartige unphysikalische Fluidbewegungen zu reduzieren und den Berechnungsaufwand zu begrenzen, werden, sofern es die Geometrie zulässt, strukturierte Gitter empfohlen. Für ein verbessertes Konvergenzverhalten ist die „double precision“ Option zu wählen.

Vor dem Hintergrund dieser Erkenntnisse wurden ausgewählte stationäre Experimente bei Umgebungsparametern in Ansys CFX 14 numerisch simuliert. Das primäre Ziel des ersten Validierungsschrittes ist die Überprüfung der im Code implementierten Modellansätze für die Oberflächenspannung, die Viskosität sowie die mit den Adhäsionskräften der Wand verbundenen Kapillarkräfte. Aus den Kapiteln 2 und 4 geht hervor, dass diese Parameter die Topologie ortsfester Gas/Liquid-Phasengrenzflächen bestimmen.

Wie in der Analyse des Standes von Wissenschaft und Technik festgestellt wurde, enthält Ansys CFX 14 keine Rekonstruktionsalgorithmen für freie Oberflächen (Kapitel 2.2.4.2, Seite 24ff.). Damit ergibt sich der deutliche Nachteil einer über mehrere Kontrollvolumina verschmierten Phasengrenze, welche sich zwischen den Volumenanteilen 0 bis 1 erstreckt. Da der „Interface Compression Level“ das Verschwimmen der Grenzfläche zwar reduziert, nicht aber vermeidet [Str09], kann die Schärfe einzig mit der Auflösung des Rechengitters erhöht werden. Abbildung 59 veranschaulicht die Verteilung der Volumenanteile für die in den Simulationen betrachteten Diskretisierungsstufen Grid 1 bis Grid 3. Zwischen der Gas- (blau) und der Liquidphase (rot) ist die Grenzfläche über jeweils 4-5 Zellen verschmiert.



**Abbildung 59: Verschmieren der Gas/Liquid-Phasengrenzen in Ansys CFX 14**

Abbildung 60 zeigt exemplarische Ergebnisse der Vergleichsanalyse für Ethanol/Luft und Wasser/Luft.<sup>47</sup> Die experimentell ermittelte Grenzflächentopologie basiert auf den Außenkonturen der Schattenaufnahmen, welche durch eine halbautomatische Kantendetektion

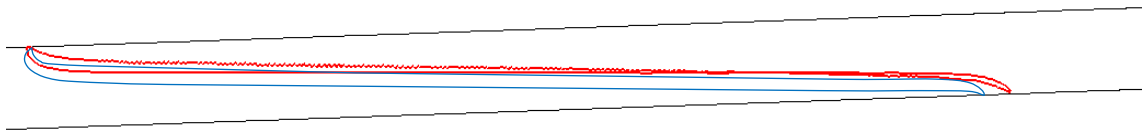
---

<sup>47</sup> Weitere Vergleichsdaten sind dem Anhang A6.1 zu entnehmen.

extrahiert worden sind. Die Verläufe der CFD-Simulationen beschreiben die Schnittlinien zwischen der Wand- beziehungsweise Symmetrie-Randbedingung und einer Oberfläche, welche den Volumenanteil  $r_G = r_L = 0,5$  repräsentiert.

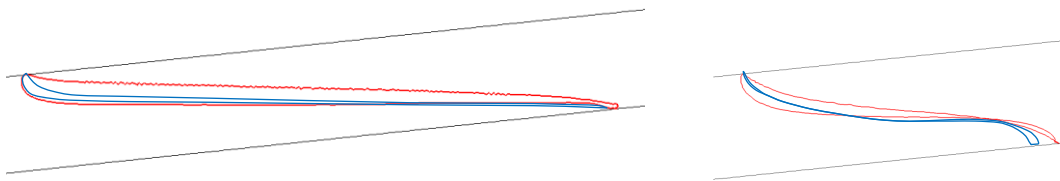
*Ethanol/Luft,  $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 2^\circ$*

— Experiment — Simulation



*Ethanol/Luft,  $d_i = 12 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 6^\circ$*

*Wasser/Luft,  $d_i = 12 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 6^\circ$*



**Abbildung 60: Beispielhafter Vergleich der Experimente und CFD-Simulationen**

Aus dem Vergleich der Mess- und Simulationsdaten geht hervor, dass Ansys CFX 14 grundsätzlich geeignet ist, um Gas/Liquid-Phasengrenzflächen in leicht geneigten, dünnen Rohren zu modellieren. Da die qualitativ und quantitativ gute Übereinstimmung beider Methoden trotz der unterschiedlichen Oberflächenspannungskoeffizienten, Kontaktwinkel sowie Viskositäten gegeben ist, werden die zugehörigen Teilmodelle als valide angesehen. Die direkte Gegenüberstellung verdeutlicht, dass die gemessene Grenzfläche gegenüber dem Simulationsergebnis in nahezu allen Fällen verkürzt ist. Es wird vermutet, dass dieses Verhalten aus der im Versuch tatsächlich vorhandenen Rauigkeit der Rohrrinnenwände resultiert. Die mikroskopischen Materialvertiefungen bilden Energiebarrieren, welche die Ausbreitung der Liquidphase einschränken können. Erst eine Vergrößerung der Neigung kann diesen Vorgang eingrenzen, da die auf die Flüssigkeit wirkenden Gravitationskräfte zunehmend an Bedeutung gewinnen.

In der Literatur existieren zahlreiche experimentelle Studien, welche den Einfluss der Rauigkeit auf die Grenzflächentopologie bestätigen. Dabei wird der scheinbare stationäre Kontaktwinkel vorwiegend durch die lokale Orientierung und Topografie der Festkörperoberfläche bestimmt. [Zog84, Pal01] Auch die ortsfesten statischen Kontaktlinien befinden sich in metastabilen Zuständen, welche durch eine von der Rauigkeit bestimmte Hysterese gekennzeichnet sind. [Mar96] Bei einer Ausbreitung der Liquidfront können insbesondere

niedrige Geschwindigkeiten zu einem Stick-Jump- beziehungsweise Stick-Slip-Verhalten führen. [Zog84] Ein möglicher Auslöser dieses Phänomens ist der Stoffübergang an der Phasengrenzfläche, welcher beispielsweise beim Verdampfen zu einer Reduktion des Liquidvolumens führt. Die eingangs an den scharfen Kanten der Oberflächenvertiefungen anhaftende Kontaktlinie kann hierbei eine Instabilität erfahren und sprunghaft in einen anderen metastabilen Zustand übergehen. Dem entgegen stellen sich mit anwachsender Geschwindigkeit dynamische Fortschritt- beziehungsweise Rückzugswinkel ein, welche sich von dem statischen Wert unterscheiden. Da die dynamischen Kontaktwinkel sowohl von der Ausbreitungsrichtung als auch der Geschwindigkeit abhängig sind, ergeben sich zusätzliche Hystereseeffekte. [Pal01, Sta04] Als weiterer Einflussfaktor auf die Intensität der Hysterese gilt die Oberflächenrauigkeit. [Zog84, And85]

Ansys CFX 14 beschreibt das Benetzungsverhalten auf einer ideal glatten Oberfläche. Der grundlegend verfügbare Parameter der Wandrauigkeit wird ausschließlich zur Berechnung turbulenter Strömungen angewandt. [Ans11c] Dadurch bewegt sich die Phasengrenzfläche ungehindert im Rohr, bis ein stabiler Gleichgewichtszustand erreicht ist.

### **6.3 Numerische Simulation quasi-stationärer Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen in SWR-NKPG mit Ansys CFX 14**

#### **6.3.1 Festlegung der Teilmodelle**

Der vorliegende Simulationsfall wird durch die Anpassung beziehungsweise Erweiterung der bei Umgebungsbedingungen angewandten Modellierungsansätze definiert. Da der Referenzpegel in SWR-NKPG bei der Abwesenheit nichtkondensierender Gase als eine eindeutig definierte Grenzfläche betrachtet werden kann, erscheint die vereinfachende Annahme einer homogenen Mehrphasenströmung nach dem Euler-Euler-Verfahren als gerechtfertigt. Die bestehenden Gleichungen (6-1) bis (6-5) werden aufgrund der nunmehr vorhandenen Wärme- und Stoffübergangsprozesse um eine Energiebilanz erweitert. Diese kann, im Falle von inkompressiblen oder kompressiblen Strömungen mit geringer Geschwindigkeit, mit (6-18) auf die thermische Energie beschränkt werden. [Ans11a] Die linke Seite der Gleichung beinhaltet die zeitliche Änderung und den konvektiven Transport der inneren Energie. Auf der rechten Seite sind die Wärmeleitung, die irreversible Umwandlung kinetischer Energie in innere Energie infolge von viskoser Reibung, externe Wärmequellen, der Wärmeaustausch entlang der Phasengrenzfläche und der aus dem Massentransfer an der Grenzfläche resultierende Wärmetransfer, beschrieben. [Pas04, Ans11a]



**Thermische Energiegleichung (allgemeine Form):**

$$\frac{\partial (r_\beta \cdot \rho_\beta \cdot e_\beta)}{\partial t} + \nabla \cdot (r_\beta \cdot \rho_\beta \cdot \mathbf{U} \cdot e_\beta) = \nabla \cdot (r_\beta \cdot \lambda_\beta \cdot \nabla T_\beta) + r_\beta \cdot \boldsymbol{\tau}_\beta : \nabla \mathbf{U} + S_{E\beta} + Q_\beta + \sum_{\beta=1}^{N_p} (\Gamma_{\beta\gamma}^+ \cdot e_{\gamma s} - \Gamma_{\gamma\beta}^+ \cdot e_{\beta s}) \quad (6-18)$$

Die thermische Energiegleichung wird im Sinne einer inhomogenen Wärmeübertragung separat auf beide Fluide angewandt. Aufgrund der unterschiedlichen Temperaturfelder kann ein thermisches Ungleichgewicht an der Grenzfläche resultieren, welches zu einem Wärmeübergang zwischen den Phasen führt. Damit einhergehend ergeben sich für das in SWR vorliegende Wasser/Dampf-Gemisch Phasenübergangsprozesse (Kondensation und Verdampfung), welche mit einem Stoffaustausch an der Grenzfläche verbunden sind. Zur Berücksichtigung der beiden physikalischen Vorgänge erfordert Ansys CFX 14 restriktiv den Einsatz des „Thermal Phase Change“ und des „Two Resistance“-Modells. [Ans11a]

Das „Two Resistance Model“ setzt voraus, dass an der Grenzfläche eine für beide Phasen identische Temperatur  $T_s$  vorliegt. Die thermischen Prozesse auf den benachbarten Seiten dieser freien Oberfläche werden durch zwei separate Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_\beta$  und  $\alpha_\gamma$  gesondert behandelt. In Verbindung mit der jeweiligen thermischen Leitfähigkeit  $\lambda_\beta$  und  $\lambda_\gamma$  sowie einer charakteristischen Länge der Grenzfläche  $l_{\beta\gamma}$  folgt die allgemeine Definition der fluidspezifischen Nusselt-Zahl, welche am Beispiel der Phase  $\beta$  in (6-19) dargestellt ist. [Ans11a]

$$Nu_\beta = \frac{\alpha_\beta \cdot l_{\beta\gamma}}{\lambda_\beta} \quad (6-19)$$

Aus dem Wärmeübergangskoeffizienten und der Temperaturdifferenz zwischen der Grenzfläche und dem Fluid resultiert ein in die Phase gerichteter Wärmestrom, der am Beispiel des Fluides  $\beta$  durch (6-20) definiert ist.

$$q_\beta = \alpha_\beta \cdot (T_s - T_\beta) \quad (6-20)$$

Der Wärmeübergang der an die freie Oberfläche angrenzenden Gasphase wird mit einer „Zero Resistance“-Bedingung modelliert. Mithilfe dieser Einstellung kann ein unendlich großer fluidspezifischer Wärmeübergangskoeffizient beschrieben werden, welcher bewirkt, dass sich die Temperaturen der Grenzfläche und der Gasphase gleichen. [Ans11a]

Der mit dem Wärmeübergang an der Grenzfläche verbundene Phasenwechsel wird durch das „Thermal Phase Change Model“ berücksichtigt. Dabei resultiert der Stofftransport an der freien Oberfläche  $\dot{m}_{\beta\gamma}$  aus der Gesamtwärmebilanz (6-21) zu (6-22). Damit der Nenner dieser Gleichung ungleich Null und größer oder gleich der latenten Wärme zwischen den zwei Phasen  $H_{\gamma\text{sat}} - H_{\beta\text{sat}}$  ist, werden die durch den Phasenübergang an der Grenzfläche transportierten Enthalpien  $H_{\beta S}$  und  $H_{\gamma S}$  nach (6-23) in Abhängigkeit von der Richtung des Massenstromes behandelt. [Ans 11a]

$$Q_{\beta} + Q_{\gamma} = (q_{\beta\gamma} + \dot{m}_{\beta\gamma} \cdot H_{\beta S}) + (q_{\gamma\beta} - \dot{m}_{\beta\gamma} \cdot H_{\gamma S}) = 0 \quad (6-21)$$

$$\dot{m}_{\beta\gamma} = \frac{q_{\beta\gamma} + q_{\gamma\beta}}{H_{\gamma S} - H_{\beta S}} \quad (6-22)$$

$$\begin{aligned} \dot{m}_{\beta\gamma} > 0: & \quad H_{\beta S} = H_{\beta\text{sat}}; \quad H_{\gamma S} = H_{\gamma} \\ \dot{m}_{\beta\gamma} < 0: & \quad H_{\beta S} = H_{\beta}; \quad H_{\gamma S} = H_{\gamma\text{sat}} \end{aligned} \quad (6-23)$$

Die Beschreibung der Fluideigenschaften erfolgt für beide Phasen durch die IAPWS-IF97 (International Association for Properties of Water and Steam Industrial Formulation 1997) Datenbank, welche in Ansys CFX 14 implementiert ist. Die Daten werden in Abhängigkeit vom Druck und der Temperatur beziehungsweise auf der Sättigungsdampfdruckkurve von einem der beiden Parameter beschrieben. Dies ermöglicht, die Zustandsgrößen für lokale Druck-Temperatur-Verhältnisse zu ermitteln, um das System mit einer größtmöglichen Realitätsnähe abzubilden.

Das „Full Buoyancy Model“ wird mit der Dichte des Wasserdampfes als Referenzdichte unverändert aus den Simulationen bei Umgebungsbedingungen übernommen. Gleiches gilt für das „Free Surface Flow Model“, in welchem die „Continuum Surface Force“ sowie die „Wall Adhesion“ die Topologie der Phasengrenze maßgeblich bestimmen. Aufgrund der nunmehr vorhandenen Temperaturgradienten im NKPG wird die Marangoni-Konvektion [Bet97] nach dem Ansatz von Brackbill et al. [Bra92] bei lokalen Ungleichgewichten des Oberflächenspannungskoeffizienten an der Grenzfläche automatisch berücksichtigt. Eine ausführlichere Beschreibung der Modelle enthält Kapitel 6.2.1 (Seite 103ff.).

Folgende weitere Einstellungen der Simulationen bei Umgebungsbedingungen werden im vorliegenden Fall erneut verwendet (vergleiche Kapitel 6.2.1, Seite 103ff.):

1. Vollständig laminare Strömung
2. Interface Compression Level: 2 (Schärfung der Grenzfläche)
3. Body Force Averaging Type: Harmonic (Reduzierung parasitärer Strömungen in der grenzflächennahen Gasphase)
4. Volume Fraction Coupling: Coupled (Solver koppelt implizit die Berechnung der Geschwindigkeit, des Druckes und der Volumenanteile)
5. Volume Fraction Smoothing Type: Volume-Weighted (Glättung des Volumenanteil-Verteilungsfeldes)
6. Simulation mit doppelter Genauigkeit (Eingrenzung von Rundungsfehlern bei der Berechnung der Grenzflächenkrümmung, Verbesserung der Konvergenz)

### 6.3.2 Beschreibung der Simulationsvariante

Das Ziel der CFD-Simulationen ist die Nachbildung der sich in SWR-NKPG einstellenden quasi-stationären Phasengrenze zwischen Wasser und Dampf. Die Modellierung beinhaltet neben den bei Umgebungsbedingungen untersuchten physikalischen Einflüssen (vergleiche Kapitel 6.2, Seite 103ff.) sowohl die Wärmeleitung in den Fluiden als auch den Wärme- und Phasenübergang an der Grenzfläche. Weil der Berechnungsaufwand auf diese Weise enorm ansteigt, wurden folgende Vereinfachungen getroffen:

1. Die Betrachtung wird auf den quasi-stationären Zustand beschränkt, da instationäre Störgrößen und die damit einhergehenden Übergangsprozesse (vergleiche Kapitel 5.4.4, Seite 76ff.) zu einer Simulationsdauer von etwa 60 Sekunden führen.<sup>48</sup>
2. Wegen ihrer großen Periodendauer bleiben die im stationären Versuchsbetrieb durch den Heizungsregler aufgeprägten Schwankungen der Prozessparameter ebenfalls unberücksichtigt.

Die Geometrie des Pegelgefäßes wurde den experimentellen Bedingungen angepasst. Der in den Simulationen verwendete Systemdruck von  $p = 70$  bar sowie die Temperatur von  $T = 285,83$  °C repräsentieren die Mittelwerte des stationären Versuches (Tabelle 14, Seite 76) mit  $p = 69,87$  bar,  $T = 285,75$  °C in guter Näherung. Damit wird die für die Viskosität,

---

<sup>48</sup> Zum Vergleich erforderte die Ermittlung einer quasi-stationären Grenzfläche bei Umgebungsbedingungen (gitterunabhängige Lösung, Grid 2) mit 8 parallel betriebenen Kernen eine Berechnungsdauer von mehr als 24 Tagen für 6 Sekunden Simulationszeit.

Oberflächenspannung und Kapillarspannung bei Umgebungsparametern durchgeführte experimentelle Modellvalidierung um den Einfluss des Wärme- und Stofftransportes bei siedewasserreaktornahen Bedingungen erweitert.

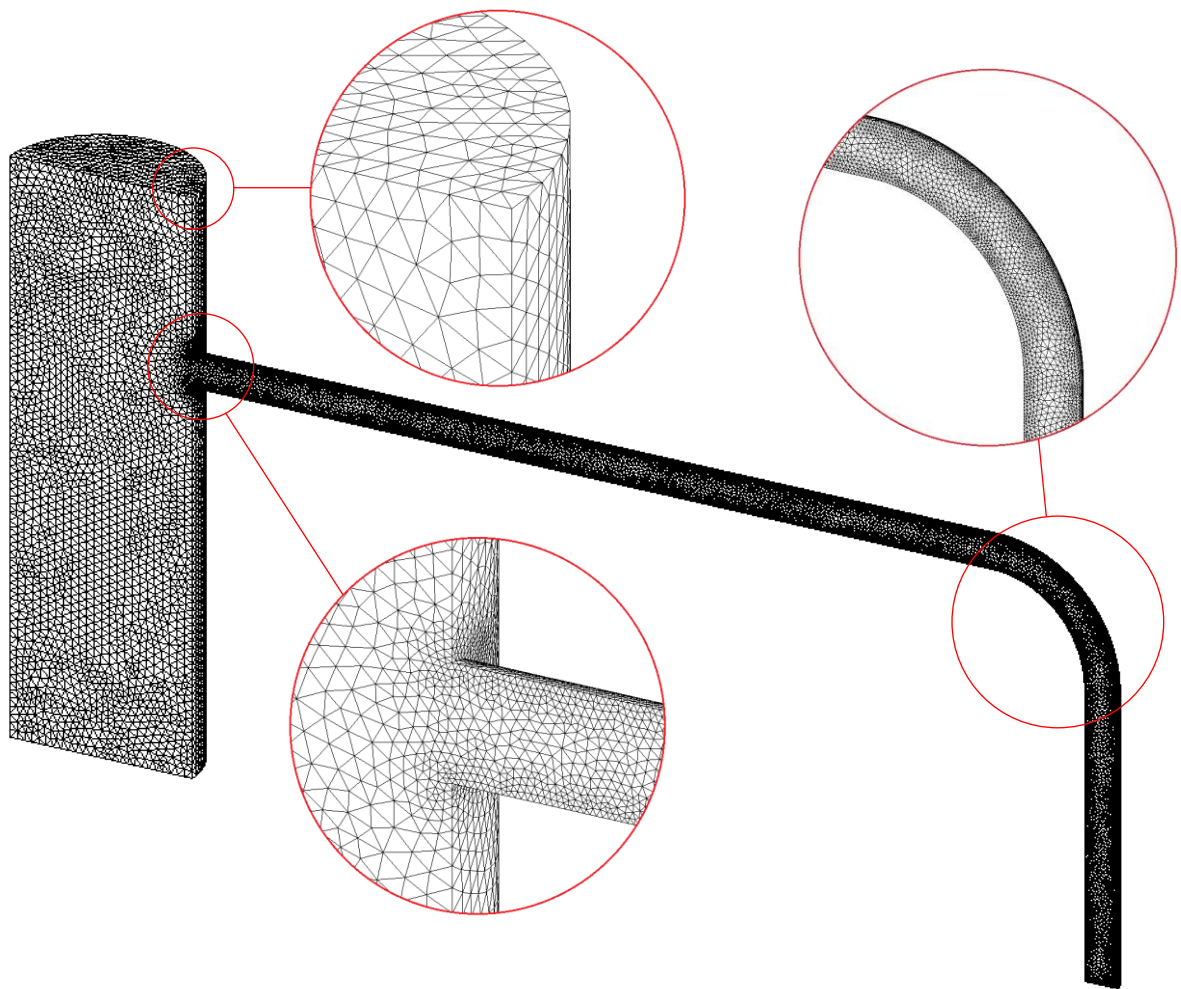
Die Wasser/Dampf-Phasengrenzfläche wird mithilfe einer transienten Simulation in den quasi-stationären Zustand überführt. Wie bei den vorangegangenen Betrachtungen erfolgt die rechnerische Lösung in zwei aufeinander aufbauenden Stufen. Dabei werden unter Vernachlässigung des Wärme- und des Stoffüberganges im Zweiphasengebiet sowie unter der Annahme einer isothermen Gasphase zunächst die ungefähre Lage und Topologie der Grenzfläche sowie die Temperaturverteilung ermittelt. Das Ergebnis der Nulltransiente dient im nachfolgenden Schritt als Anfangswert einer zweiten numerischen Simulation, welche die benannten Prozesse berücksichtigt.

### **6.3.3 Definition der Geometrie und des Rechengitters**

Die mit dem Design Modeler erstellte Geometrie des Rechengebietes beinhaltet das NKPG sowie eine vereinfachte Darstellung des Mündungsbereiches in das Standrohr. Alle Maße entstammen der Versuchskonfiguration bei einem Innendurchmesser  $d_i = 9$  mm und einem Neigungswinkel  $\alpha = 2^\circ$ . Zur Halbierung der Berechnungsdauer wird vereinfachend eine symmetrische Verteilung der physikalischen Parameter unterstellt. Die Symmetrieebene wird durch einen Schnitt entlang der Mittelachsen beider Rohre definiert.

Im Vergleich zu den numerischen Untersuchungen bei Umgebungsbedingungen konnte im erweiterten Strömungsgebiet kein strukturiertes Hexaeder-Gitter mit Randverfeinerung und einer vergleichbaren Ortsdiskretisierung umgesetzt werden. So lag vor allem die Skewness als Qualitätskriterium deutlich oberhalb des von Ansys empfohlenen Wertes für exakte, konvergierende Simulationen. [Ans09b] Abbildung 61 zeigt das alternativ verwendete Tetraeder-Gitter, welches im Sinne eines Kompromisses zwischen der Genauigkeit und der Berechnungsdauer in zwei Sektionen untergliedert ist. Die Kontrollvolumina im Standrohr-Modell besitzen eine mittlere Kantenlänge von 2 mm. Da die Temperatur der Innenwände als nahezu konstant vorausgesetzt werden kann (thermisch isolierter, beheizter Behälter der Versuchsanlage „Dünne Rohrleitung I“) und die Phasenverteilung in diesem Bereich von untergeordnetem Interesse ist, wird von einer Randverfeinerung abgesehen. Das Gitter des Nullkammerpegelgefäßes ist durch eine erhöhte Ortsauflösung gekennzeichnet. Die KV im Kern des Rohres besitzen eine Kantenlänge von etwa 1 mm, welche an den Außenwänden und an der Einbindung zum Standrohr auf bis zu 0,5 mm reduziert wird.

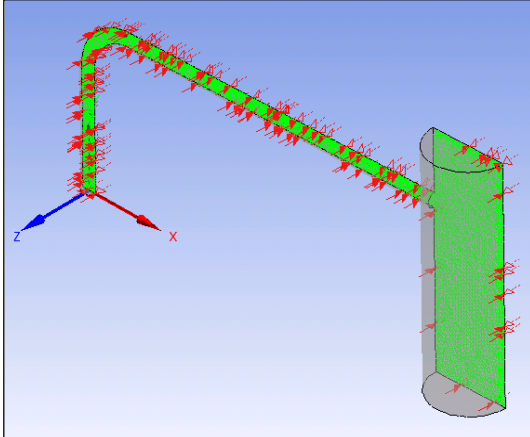
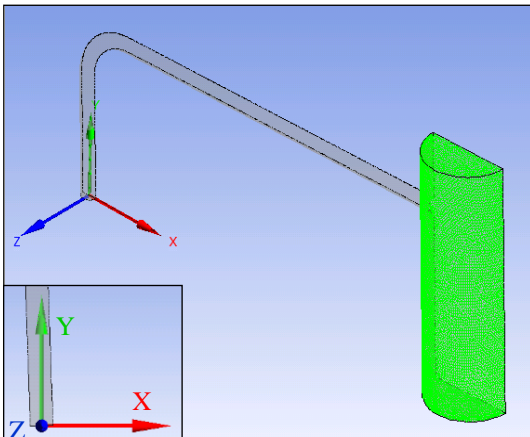
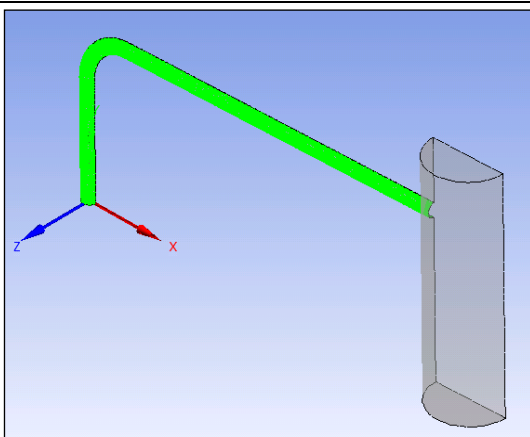
Durch diese Vorgehensweise wird der Rechenbereich in 680689 Elemente untergliedert. In Analogie zu den CFD-Simulationen bei Umgebungsbedingungen (vergleiche Kapitel 6.2.3, Seite 107f.) können die Skewness SK und das Aspect Ratio AR auf Tetraeder übertragen und als Kenngrößen zur Bewertung der Gitterqualität herangezogen werden. Sowohl die Skewness (Maximum: 0,81; Mittelwert: 0,23) als auch das Aspect Ratio (Maximum: 9,59; Mittelwert: 1,85) liegen deutlich unterhalb der von Ansys empfohlenen Grenzwerte für eine ausreichende Genauigkeit und Konvergenz ( $SK < 0,9$ ;  $AR < 100$ ). [Ans09a, Ans09b]



**Abbildung 61: Rechengitter für CFD-Simulationen an quasi-stationären Gas/Liquid-Grenzflächen bei Siedewasserreaktorparametern**

#### **6.3.4 Definition der Rand- und Anfangsbedingungen sowie Modellparametrierung**

Tabelle 22 zeigt die Randbedingungen der CFD-Simulationen bei SWR-Parametern. Als Grundlage aller weiteren Betrachtungen gilt das dargestellte Koordinatensystem, dessen Ursprung sich auf der Höhe der Symmetrieebene am untersten Punkt der Rohrmittelachse befindet.

Ort der Randbedingung	Typ und Definition der Randbedingung
	<p><b>Symmetrie-Randbedingung</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• keine Strömungsgeschwindigkeit senkrecht zur Symmetrieebene</li> <li>• gradientenfreie skalare Variablen senkrecht zur Symmetrieebene</li> </ul>
	<p><b>Wand-Randbedingung</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• No Slip Wall (Haften des Fluides an der Rohrwand)</li> <li>• zeit-, orts- und phasenunabhängiges Temperaturprofil entlang der Wand: <math>T_{R,SR} = \text{const.}</math></li> <li>• Wandadhäsion mit Kontaktwinkel <math>\Theta</math></li> </ul>
	<p><b>Wand-Randbedingung</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• No Slip Wall (Haften des Fluides an der Rohrwand)</li> <li>• zeitinvariantes, vom Ort abhängiges Temperaturprofil entlang der Wand: <math>T_{R,NKPG} = f(x)</math></li> <li>• Wandadhäsion mit Kontaktwinkel <math>\Theta</math></li> </ul>

**Tabelle 22: Randbedingungen der CFD-Simulationen an stationären Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen bei Siedewasserreaktorparametern [Ans11a]**

Da keine der Randbedingungen des geschlossenen Systems den Druck spezifiziert, ist die Angabe eines Referenzwertes erforderlich. Unter Berücksichtigung der Empfehlung von Ansys wird dazu die „Pressure Level Information“-Option des Solvers aktiviert. [Ans11c] Weil die anzugebende Größe gegenüber dem Systemdruck als Relativwert zu verstehen ist, wird am oberen Ende des Standrohres (kein hydrostatischer Druck)  $p_{\text{ref}} = 0 \text{ Pa}$  festgelegt.

Das Temperaturfeld der Wand-Randbedingung am NKPG wird durch die im stationären Betrieb der Versuchsanlage „Dünne Rohrleitung I“ aufgezeichneten Wärmebildaufnahmen approximiert. Dabei wird vereinfachend eine entlang der x-Koordinate lineare, in y- und z-Richtung unabhängige Verteilung nach Gleichung (6-24) angenommen. Die Temperatur erstreckt sich vom Beginn des Pegelgefäßes ( $x = -d_i/2 = -4,56$  mm) bis zu der Einbindung in das Standrohr ( $x = 244$  mm) in einem Bereich von  $T(x) = 45 \dots 285,829$  °C.

$$T_{R,NKPG} = (x + 4,56 \text{ mm}) \cdot \left( \frac{285,829 - 45}{244 + 4,56} \right) \cdot \frac{K}{\text{mm}} + (45 + 273,15) \cdot K \quad (6-24)$$

Die Temperatur der Standrohr-Innenwand wird wegen der thermischen Isolierung und der permanenten Beheizung als zeit- und ortsunabhängig festgelegt. Ihr Wert entspricht gemäß (6-25) der Sättigungstemperatur von Wasser/Dampf bei einem Druck von  $p = 70$  bar.

$$T_{R,SR} = (285,829 + 273,15) \cdot K \quad (6-25)$$

Um die Anfangsbedingungen an die quasi-stationären Simulationsergebnisse anzunähern, wurde im NKPG ein höherer Initialfüllstand als im Standrohr gewählt. Aus Gleichung (6-26) geht hervor, dass die unterschiedlichen Wasserhöhen von 110 mm und 50 mm durch Step-Funktionen der CFX Expression Language umsetzbar sind. Der Anfangswert wird einzig durch die Ortskoordinate  $x$  bestimmt. Entlang der Fläche  $x = 244$  mm ergibt sich ein rampenförmiger Übergang mit dem arithmetischen Mittel von  $h_0 = 80$  mm.

$$h_0 = 110[\text{mm}] \cdot \text{step}\left(\frac{244[\text{mm}] - x}{1[\text{mm}]}\right) + 50[\text{mm}] \cdot \text{step}\left(\frac{x - 244[\text{mm}]}{1[\text{mm}]}\right) \quad (6-26)$$

Aus dem Initialfüllstand  $h_0$  resultiert die in den Gleichungen (6-27) und (6-28) dargestellte anfängliche Phasenverteilung, in welcher die Grenzfläche durch identische Volumenanteile von  $r_L = r_G = 0,5$  gekennzeichnet ist.

$$r_G = \text{step}\left(\frac{x - 244[\text{mm}]}{1[\text{mm}]}\right) \cdot \text{step}\left(\frac{y - 50[\text{mm}]}{1[\text{mm}]}\right) + \text{step}\left(\frac{244[\text{mm}] - x}{1[\text{mm}]}\right) \cdot \text{step}\left(\frac{y - 110[\text{mm}]}{1[\text{mm}]}\right) \quad (6-27)$$

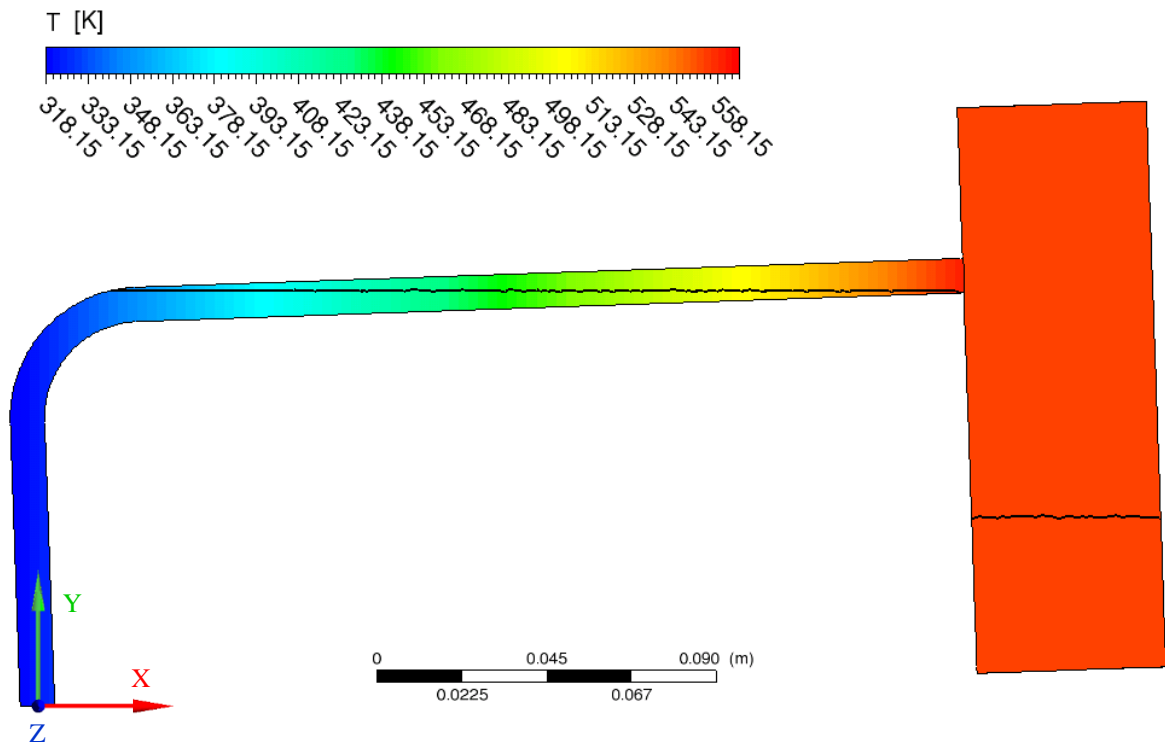
$$r_L = 1 - r_G \quad (6-28)$$

Durch die Gleichungen (6-29) beziehungsweise (6-30) wird festgelegt, dass sich die beiden Fluide zum Beginn der Berechnung in Ruhe befinden und die zum Systemdruck  $p = 70$  bar gehörige Sättigungstemperatur besitzen.

$$T_{L0} = T_{G0} = (285,829 + 273,15) \cdot K \quad (6-29)$$

$$\mathbf{U}(t=0) = (0;0;0) \quad (6-30)$$

Abbildung 62 veranschaulicht zusammenfassend die für den Ausgangszustand definierte Lage der Phasengrenzflächen (schwarze Linien) sowie die Temperaturverläufe der Wand-Randbedingungen (Farbkontur).



**Abbildung 62: Initialfüllstand und Wandtemperaturen in der CFD-Simulation**

Da die Prozessparameter separat zu spezifizieren sind, berücksichtigt das initiale Druckfeld mit (6-31) ausschließlich den hydrostatischen Relativanteil des Wassers. Die Dampfphase wird vernachlässigt, weil ihre Dichte den Referenzwert des „Full Buoyancy Models“ liefert (vergleiche Kapitel 6.2.1, Seite 104). Entsprechend dem festgelegten Koordinatensystem wirkt der Gravitationsvektor  $\mathbf{g}$  mit Gleichung (6-32) entgegen der Laufrichtung von  $y$ . Als Gravitationskonstante dient die vordefinierte Variable  $g = 9,8066502 \text{ m/s}^2$ .



$$\Delta p_0 = \rho_{L0} \cdot g \cdot (h_0 - y) \cdot r_L \quad (6-31)$$

$$\mathbf{g} = (0; -g; 0) \quad (6-32)$$

Die Stoffwerte der beiden Fluide werden in Abhängigkeit von den Prozessparametern aus der IAPWS-IF97 Datenbank ermittelt (vergleiche Abschnitt 6.3.1, Seite 121ff.). Ergänzend erfordert die Modellierung der Wandadhäsionskräfte die Definition eines Kontaktwinkels. Gegenwärtig existieren nur sehr wenige Untersuchungen zum Benetzungsverhalten von Wasser und korrosionsbeständigem Stahl bei siedewasserreaktornahen Bedingungen. Dem vorliegenden Parameterbereich am nächsten kommen die Experimente von Hirose et al. [Hir06]. Die Autoren analysierten an liegenden Tropfen unter anderem den Kontaktwinkel zwischen Wasser, dem Stahl 1.4301 und Stickstoff. In den untersuchten Parametergrenzen ( $p = 77 \dots 150$  bar,  $T = 20 \dots 300$  °C) wurde bei einer geringen Druckabhängigkeit eine signifikante Reduzierung des Kontaktwinkels mit der Oberflächentemperatur beobachtet. Der bei  $p = 77$  bar und  $T = 280$  °C gemessene stationäre Kontaktwinkel von  $\Theta_0 \approx 30^\circ$  gilt als Referenz für die nachfolgenden CFD-Simulationen.

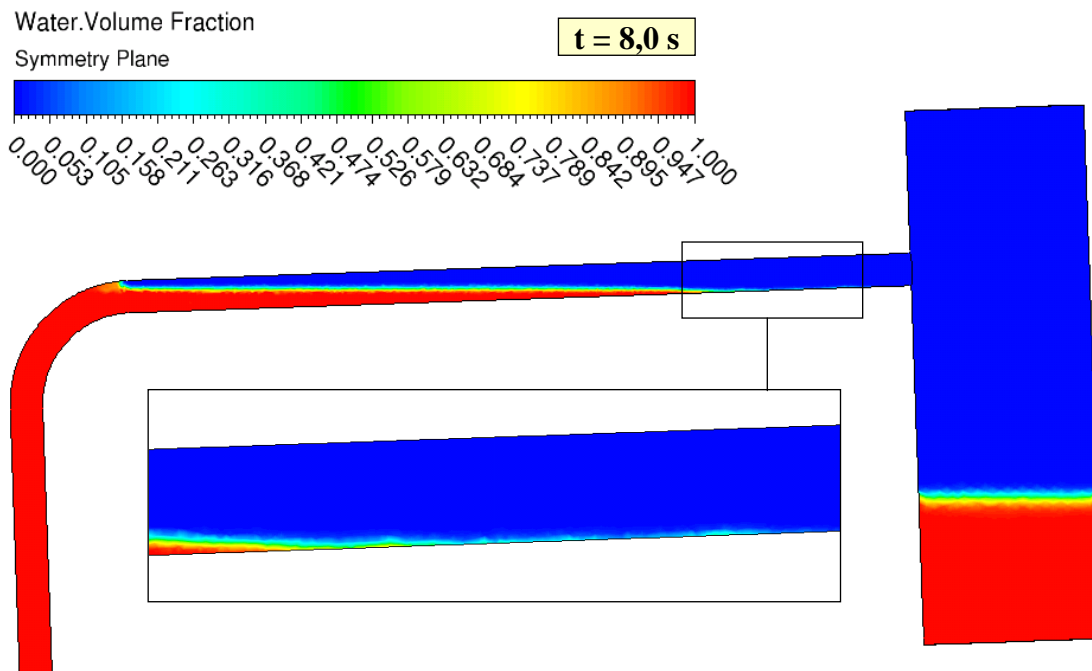
Als letzter Parametrierungsschritt sind die Koeffizienten der Wärme- und Stoffübertragung im Zweiphasengebiet festzulegen. Die für beide Fluide identische Grenzflächentemperatur  $T_s$  (vergleiche Abschnitt 6.3.1, Seite 122) wird dem zum Systemdruck von  $p = 70$  bar gehörigen Sättigungswert  $T_{\text{sat}} = 285,829$  °C gleichgesetzt.  $T_s$  ist aufgrund der „Zero Resistance“-Bedingung identisch zur grenzflächennahen Temperatur der Dampfphase. Der Wärmetransport des Wassers wird durch die Nusselt-Zahl  $Nu = 20$  spezifiziert.

### 6.3.5 Simulationsergebnisse

Die Berechnung der Transienten erfolgte unter der Maßgabe einer maximalen lokalen Courant-Zahl von  $Co = 1$  (vergleiche Abschnitt 6.2.5, Seite 113). Analog zu den bei Umgebungsbedingungen durchgeführten Simulationen wurden das von Ansys empfohlene „High Resolution Advection Scheme“ und das „Second Order Backward Euler Transient Scheme“ angewandt. [Ans11c] Ein Zeitschritt wird als konvergierend betrachtet, wenn der quadratische Mittelwert (RMS) aller Residuen unterhalb des Grenzwertes von  $10^{-4}$  liegt.

Abbildung 63 zeigt die Lage der Phasengrenzfläche nach einer Simulationszeit von acht Sekunden. Die dargestellte Kontur repräsentiert die Verteilung des Volumenanteiles von Wasser entlang der Symmetrieebene. Es ist erkennbar, dass die Kondensation für den vorliegenden Zeitpunkt nur in geringem Maße vorangeschritten ist. Dementsprechend

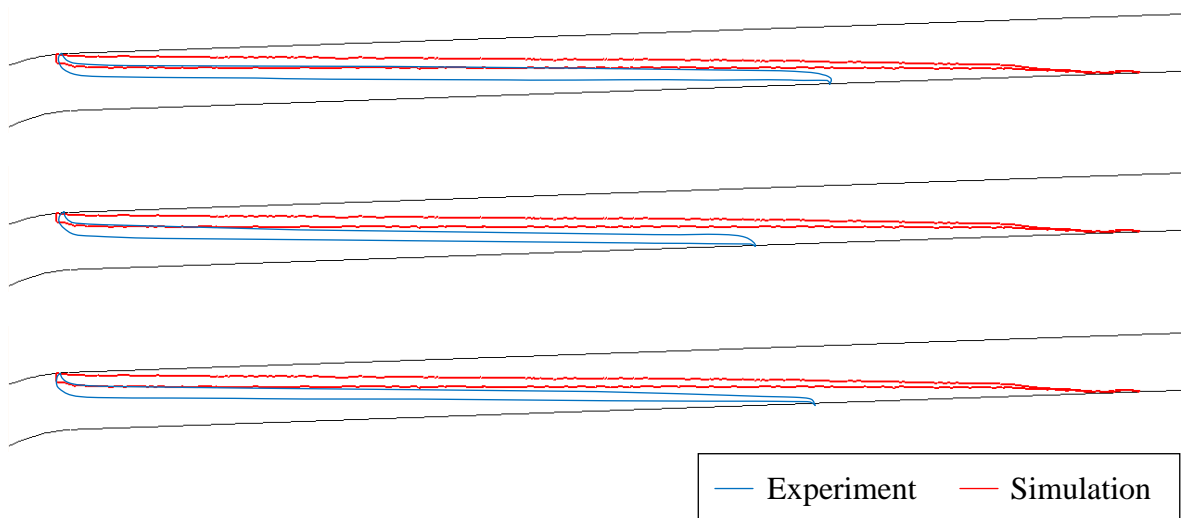
befindet sich der mit Ansys CFX 14 simulierte Referenzpegel am hinteren Ende des Rohres. In den bei einer identischen Geometrie durchgeführten Experimenten wurde erst nach einer Übergangszeit von etwa 30 Minuten eine quasi-stationäre Grenzflächenlage im NKPG erreicht. Da sich das Zweiphasengebiet zu diesem Zeitpunkt bis zu der Einbindung an das Standrohr bewegt und dort aufgestaut hatte (vergleiche Abbildung 27, Seite 67 und Abbildung 28, Seite 69), sind die Resultate nicht unmittelbar miteinander vergleichbar. Gleichzeitig sind unter Berücksichtigung aller relevanten physikalischen Einflussgrößen (Oberflächenspannung, Kapillarität, Gravitation, variable Fluidparameter, Stoff- und Wärmeübergangsverhalten) enorme Simulationszeiten erforderlich, um eine derartige Zeitspanne abzudecken. Der Berechnungsaufwand wird durch zahlreiche Maßnahmen erhöht, welche notwendig sind, um verlässliche, gitterunabhängige Resultate zu erhalten (hohe Ortsauflösung mit Randverfeinerung, kleine Zeitschritte, doppelte Genauigkeit, enge Konvergenzkriterien, Algorithmen zur Grenzflächenschärfung und zur Reduktion der numerischen Diffusion).



**Abbildung 63: Verteilung des Wasser-Volumenanteiles im NKPG und SR**

Um dennoch zu qualitativen Aussagen über die Simulationsdaten zu gelangen, werden nachfolgend die bei Umgebungsbedingungen gemessenen Grenzflächen zwischen Ethanol und Luft als Vergleichsgröße herangezogen. Die Topologie des Zweiphasengebietes wird vordergründig durch den Oberflächenspannungskoeffizienten  $\sigma$  und den Kontaktwinkel  $\Theta_0$  bestimmt. Da sich die Parameter des Stoffsystems Wasser/Dampf ( $\sigma = 17,633 \cdot 10^{-3}$  N/m;

$\Theta_0 \approx 30^\circ$  bei  $T = 286^\circ\text{C}$ ,  $p = 70\text{ bar}$ ) nur in geringem Maße von denen von Ethanol/Luft ( $\sigma = 21,776 \cdot 10^{-3}\text{ N/m}$ ;  $\Theta_0 = 25,6^\circ$  bei  $T = 25^\circ\text{C}$ ,  $p = 1\text{ bar}$ ) unterscheiden, kann unter der Voraussetzung identischer geometrischer Bedingungen eine Vergleichbarkeit als gegeben unterstellt werden. Abbildung 64 stellt die experimentellen und in Ansys CFX berechneten Verläufe gegenüber. In Analogie zur experimentellen Modellvalidierung bei Umgebungsbedingungen werden aus Sicht der Versuche die Außenkonturen der Schattenaufnahmen dargestellt. Die simulierte Grenzfläche wird durch die Schnittlinien einer Iso-Oberfläche für den Volumenanteil  $r_G = r_L = 0,5$  mit der Wand- sowie der Symmetrie-Randbedingung veranschaulicht (vergleiche Abbildung 54, Seite 114).



**Abbildung 64: Vergleich zwischen den Experimenten an Ethanol/Luft (25 °C, 1 bar) und den CFD-Simulationen für Wasser/Dampf bei SWR-Parametern**

Die Experimente an Ethanol/Luft bei Umgebungsbedingungen zeigen gegenüber den CFD-Simulationen von Wasser/Dampf bei SWR-Parametern eine verkürzte Grenzfläche. Unter Berücksichtigung des für Wasser/Dampf geringeren Oberflächenspannungskoeffizienten erscheint diese Beobachtung als grundsätzlich plausibel. Als weiterer Einflussfaktor ist der Einlauf des Kondensates zu berücksichtigen, welcher insbesondere den Anfangsbereich des Zweiphasengebietes zusätzlich verlängert. Für die quantitative Beurteilung der Modellgenauigkeit ist es notwendig, die Simulationszeit deutlich zu erhöhen. Dies führt zu einem drastischen Anstieg des Berechnungsaufwandes, welcher trotz des Parallelbetriebes von acht Prozessoren nicht im Rahmen der vorliegenden Arbeit beherrscht werden konnte.

## 6.4 Schlussfolgerungen

Basierend auf den Versuchen bei Umgebungs- und SWR-Parametern wurden numerische Simulationen zum quasi-stationären Verhalten von Gas/Liquid-Grenzflächen in dünnen, leicht geneigten Rohren durchgeführt. Der Vergleich der Mess- und Simulationsergebnisse zielt darauf ab, die im kommerziellen CFD-Code Ansys CFX 14 implementierten Teilmodelle zur Grenzflächenausbildung einschließlich ihrer Parametrierung zu validieren. In Analogie zur Versuchsdurchführung erfolgte die Betrachtung in zwei Teilschritten.

Unter der vereinfachten Annahme eines Systems ohne Wärme- und Stoffübergang wurden zunächst die stationären Grenzflächen von Ethanol/Luft und Wasser/Luft bei Umgebungsparametern in Rohren unterschiedlicher Innendurchmesser und Neigungswinkel analysiert. Aus den Ergebnissen können folgende Schlussfolgerungen gezogen werden:

1. Für die Generierung gitterunabhängiger Lösungen sind Ortsauflösungen von etwa 0,3 Millimetern sowie lokale Verfeinerungen der Randgebiete erforderlich. Zudem sollten die CFD-Simulationen mit einer doppelten Genauigkeit, kleinen Zeitschritten (maximalen lokalen Courant-Zahlen von  $Co \leq 1$ ) und engen Konvergenzkriterien durchgeführt werden, um das physikalische Verhalten adäquat nachzubilden.
2. Die gemessene Grenzflächenverteilung wird sowohl qualitativ als auch quantitativ durch den CFD-Code nachgebildet. Durch Variationen der Oberflächenspannung, des Kontaktwinkels sowie der Viskosität wurde die Validität der zugehörigen Teilmodelle nachgewiesen. Damit ist Ansys CFX 14 grundsätzlich geeignet, um Gas/Liquid-Phasengrenzen in dünnen, leicht geneigten Rohren zu simulieren.
3. Die geringen Abweichungen zwischen den Experimenten und Simulationen werden auf die im realen System gegebenen Oberflächenrauigkeiten der Rohrrinnenwände zurückgeführt, deren Modellierung nicht in Ansys CFX 14 implementiert ist. Die mikroskopischen Materialvertiefungen führen vor allem bei geringen Neigungen zu unterschiedlichen Grenzflächenverläufen, da sich die Phasengrenze auf rauen Festkörperstrukturen zwischen metastabilen Zuständen bewegt (Stick-Jump-Verhalten).
4. Die in Ansys CFX 14 fehlenden Rekonstruktionsalgorithmen für freie Oberflächen führen zum Verschwimmen der Phasengrenze über mehrere Kontrollvolumina. Diese den Gas- oder Liquid-Volumenanteil zwischen 0 und 1 beschreibende Region kann nur durch den „Interface Compression Level“ und lokale Gitterverfeinerungen eingegrenzt werden. Dabei ist zu beachten, dass kleinere Ortsdiskretisierungen zu einer Intensivierung parasitärer Strömungen an der Grenzfläche führen können, deren Ursprung in der Anwendung des „Continuum Surface Models“ liegt.

Die für gitterunabhängige, numerisch stabile und physikalisch richtige CFD-Simulationen erforderlichen Teilmodelle, Algorithmen sowie Zeit- und Ortsdiskretisierungen führen zu einem hohen Rechenaufwand. Dieser resultiert trotz vereinfachender Symmetrieanahmen und des Parallelbetriebes von acht Kernen in einer erheblichen Berechnungszeit, um die Grenzfläche allein in den quasi-stationären Zustand zu überführen. Aus diesem Grund war die Nachrechnung der langandauernden dynamischen Experimente (Abtropfen von Liquid am Rohrende mit und ohne künstlicher Schweißnaht) mit den verfügbaren Ressourcen nicht innerhalb der Bearbeitungszeit realisierbar.

Das CFD-Modell wurde unter der Berücksichtigung variabler Fluidparameter um den Wärme-, Stoff- und Phasenübergang bei SWR-Bedingungen ergänzt. Durch diese weitere Erhöhung des Rechenaufwandes war es innerhalb der Bearbeitungszeit nicht möglich, die Simulationen in einen mit den Röntgenmessdaten vergleichbaren quasi-stationären Zustand zu überführen. Die Experimente zeigten ein Anstauen des Kondensates an der Standrohr-Einbindung, dem eine über mehr als 30 Minuten andauernde Aufkondensation des NKPG voranging. Derartige Simulationszeiten wurden trotz vereinfachter Symmetrieanahmen und der Annäherung der Anfangsbedingungen an die quasi-stationäre Lösung mit der zur Verfügung stehenden Rechenleistung nicht erreicht. Da sich die Phasengrenze, anders im Experiment, nicht an der Einbindung zum Standrohr aufstaute, ist eine Modellvalidierung durch die Röntgenmessdaten mit den vorliegenden Simulationsresultaten nicht möglich.

Die Ergebnisse der Simulation wurden qualitativ mit den Versuchen an Ethanol/Luft bei Umgebungsbedingungen verglichen. Erwartungsgemäß stellte sich wegen der für Wasser bei SWR-Parametern kleineren Oberflächenspannung eine längere Phasengrenzfläche ein. Die Abweichung wird durch den Einlauf von Kondensat verstärkt, welcher den Anfangsbereich des Zweiphasengebietes in den CFD-Rechnungen zusätzlich verlängert.

Aus qualitativer Sicht erscheinen die in Ansys CFX 14 implementierten Teilmodelle zur Grenzflächenausbildung auch beim Vorliegen von Wärme- und Stoffübergangsprozessen als plausibel. Eine quantitative Beurteilung der Modellgüte erfordert die Durchführung weiterer Simulationen mit einer wesentlich höheren Betrachtungsdauer. Um diese in einer angemessenen Zeit zu lösen, ist der Einsatz von deutlich mehr Parallellizenzen (Ansys High Performance Computing [HPC] Packs) erforderlich.

## 7 Zusammenfassung und Ausblick

Als grundlegende Voraussetzung für die technische Sicherheit von SWR ist der Füllstand im RDB unter Betriebs- und Störfallbedingungen auf einem konstanten Niveau zu halten. Zur Umsetzung dieser Forderung setzte sich die hydrostatische Füllstandsmessung mit NKPG durch, welche einerseits dem hohen Genauigkeitsanspruch genügt und gleichzeitig die Gefahr von Radiolysegasansammlungen im Pegelgefäß auf ein Minimum reduziert. Die in der dünnen, leicht geneigten Rohrleitung dominierenden Oberflächenspannungs- und Kapillarkräfte gewährleisten unter quasi-stationären Bedingungen einen konstanten Bezugsfüllstand, welcher zur Berechnung des Behälterfüllstandes erforderlich ist. Während des zweijährigen Einsatzes im KKB wurde nachgewiesen, dass die Füllstandssignale im Vergleich zu anderen Pegelgefäßkonstruktionen keine nennenswerten Unterschiede zeigen. Zeitgleich traten im NKPG periodische, hoch- und niederfrequente Temperaturpulsationen auf, deren Ursachen bisher rein phänomenologisch beschrieben sind. Da diese zu erhöhten thermischen Wechselbeanspruchungen führen können, war eine detaillierte Untersuchung der Phänomene von großer Bedeutung.

Die Analyse des Standes von Wissenschaft und Technik verdeutlichte, dass die Lage und Topologie der Grenzflächen in NKPG von einer Vielzahl in Wechselwirkung stehender physikalischer Einflüsse abhängig ist. Unter diesen wird infolge der Miniaturisierung vor allem die Wirkung der Oberflächenphänomene, des Wärme- und Stofftransportes im Ein- und Zweiphasengebiet sowie die Anreicherung von nichtkondensierenden Gasen verstärkt. Einige potentielle Einflussgrößen werden dabei nach wie vor kontrovers diskutiert. Nicht zuletzt weil die dünnen Rohrleitungen industrieller Applikationen üblicherweise konvektiv durchströmt werden (Wärme- und Stoffübertrager), sind quasi-stationäre Phasengrenzen unzureichend untersucht. Dies gilt insbesondere für siedewasserreaktorernahe Bedingungen, bei denen die experimentelle Analyse durch die hohen Prozessparameter erschwert wird.

Zur grundlegenden Bewertung des Einflusses von Geometrie- und Stoffeigenschaften auf Gas/Liquid-Grenzflächen wurden Experimente bei Umgebungsbedingungen durchgeführt. Der Einsatz von optisch transparenten Testsektionen erlaubt die Anwendung der digitalen Bildverarbeitung, um das Zweiphasengebiet zu charakterisieren. Als Testfluide dienten Ethanol (Oberflächenspannung und Kontaktwinkel sind vergleichbar mit Wasser/Dampf bei SWR-Parametern) und Wasser (vierfach höhere Oberflächenspannung). Die Versuche zeigten, dass die quasi-stationäre Grenzfläche deutlich von der Oberflächenspannung

beeinflusst wird. Je größer diese ist, desto nichtlinearer wächst das Zweiphasengebiet mit der Reduktion des Neigungswinkels beziehungsweise mit der Vergrößerung des Rohrinneendurchmessers an. Erst ab einer Bond-Zahl von  $Bo > 30$  verhält sich die Grenzfläche näherungsweise linear zu den Variationen der Geometrieparameter.

Die Betrachtung wurde durch die Aufprägung eines Liquidmassenstromes auf dynamische Zustände erweitert. Aus der Datenanalyse geht hervor, dass Gravitations- und Oberflächenspannungskräfte für die Modellierung von großer Bedeutung sind, während die Wirkung der Trägheit sowie der viskosen Reibungskräfte in guter Näherung vernachlässigt werden kann. Ein weiterer Untersuchungsgegenstand war der als Auslöser für die im KKB-NKPG beobachteten Temperaturpulsationen postulierte diskontinuierliche Austrag von Kondensat in das Standrohr. Die Versuche zeigten, dass das überschüssige Liquid nur bei einem anfangs trockenen Rohr schlagartig am freien Ende ausgetragen wird. Die maximale Amplitude des damit verbundenen sprungförmigen Rückzuges der Phasengrenze wurde für die Kombination des kleinsten Innendurchmessers und des geringsten Neigungswinkels erreicht. Nach dieser anfänglichen Benetzungsphase fließt die von der Pumpe eingepreßte Liquidmenge bei einer quasi-stationären Grenzfläche kontinuierlich aus der Testsektion ab. Die gezielte Einbringung künstlicher Schweißnähte am freien Rohrende änderte dieses Verhalten nur geringfügig. Das partielle Austrocknen der Impulsleitung, beispielsweise als Folge von Radiolysegasansammlungen, wird bei gleichzeitigen Bewegungen der Phasengrenze als potentielle Ursache für die Temperaturpulsationen im KKB-NKPG angesehen.

Zur Identifikation weiterer möglicher Auslöser für dynamische Änderungen der Grenzfläche wurde das Fluidpaar Wasser/Dampf bei SWR-Bedingungen untersucht. Die hohen Prozessparameter und die geforderte Rückwirkungsfreiheit auf das Zweiphasengebiet setzen den Einsatz neuartiger, nichtinvasiver Messverfahren voraus. Als solche wurden die Röntgenradiografie und die Infrarot-Thermografie durch rechnerische und experimentelle Vergleichsanalysen qualifiziert. Bis zu diesem Zeitpunkt war für beide Prinzipien kein zu dem vorliegenden Fall ähnliches Einsatzgebiet bekannt. Mit den am HZDR durchgeführten Röntgenexperimenten wurde nachgewiesen, dass sich im stationären Anlagenbetrieb eine stabile Grenzfläche einstellt, deren Anfang an der Standrohr-Einbindung liegt. Variationen des Rohrinneendurchmessers und des Neigungswinkels verdeutlichten den Einfluss der Geometrieparameter auf die Lage und Topologie des Zweiphasengebietes. Trotz der Nachbildung von Druckschwankungen zeigte kein Versuch eine Grenzflächendynamik. Dies lässt schlussfolgern, dass das überschüssige Kondensat ohne ein Ausschleusen von größeren Liquidmengen kontinuierlich in das Standrohr zurückläuft.

Zur Nachbildung einer Dynamik des Referenzfüllstandes und der damit verbundenen Temperaturpulsationen wurde die Infrarot-Thermografie als diversitäres Messverfahren qualifiziert und mit den Röntgenmessdaten validiert. Die im stationären Anlagenbetrieb analysierten Temperaturpulsationen schwankten in einem vernachlässigbaren Rauschband, ohne eindeutig reproduzierbare Abhängigkeiten von den Geometrieparametern zu zeigen. Das gezielte Einprägen von Störgrößen führte zu der Erkenntnis, dass lokale negative Druckimpulse und der Eintrag von Wasser in das NKPG signifikante Änderungen der Grenzflächenlage und -topologie hervorrufen können. Diese äußern sich in Pulsationen der Rohraußenwandtemperatur, deren Charakter die KKB-Messdaten qualitativ wiedergibt. Da beide Phänomene mit unterschiedlichen Amplituden in zwei Richtungen wirken können, sind die grundlegenden Typen und variierenden Amplituden der Temperaturschwankungen im KKB-NKPG erklärbar. Ihre in einem weiten Bereich streuende Periodendauer wird auf das stochastische Eintreten der Störgrößen zurückgeführt. Die Wechselwirkung von beiden Prozessen führt zu einer Verstärkung der Grenzflächenbewegung.

Trotz aller dynamischen Änderungen, welche die Phasengrenze während der Experimente erfuhr, wurde nachgewiesen, dass der Referenzpegel im NKPG das geforderte konstante Niveau beibehält. Dieses resultiert aus der geringen Neigung der Impulsleitung und äußert sich in einem maximalen Fehler der Füllstandssignale von weniger als 0,2 %.

Da die Anwendung von CFD-Codes in der Reaktorsicherheitsforschung zunehmend an Bedeutung gewinnt, wurden exemplarische Versuche in Ansys CFX 14 berechnet. Das Ziel des Vergleichs zwischen den Mess- und Simulationsergebnissen bestand in der experimentellen Validierung der für die Grenzflächenausbildung relevanten Teilmodelle. Diese wurden übereinstimmend mit den Versuchen ausgewählt und parametrisiert. Aus der Analyse des quasi-stationären Zweiphasengebietes geht hervor, dass Ansys CFX 14 grundsätzlich geeignet ist, um Gas/Liquid-Grenzflächen in leicht geneigten, dünnen Rohren zu modellieren. Da die qualitativ und quantitativ gute Abbildung der Messdaten von den Variationen des Oberflächenspannungskoeffizienten, des Kontaktwinkels und der Viskosität unbeeinflusst blieb, wird auf eine Validität der zugehörigen Teilmodelle geschlossen. Als dominierende Ursache der Abweichungen zu den Experimenten werden die aus der Oberflächenrauigkeit der Rohrleitung resultierenden Hystereseerscheinungen angesehen, deren Einfluss im CFD-Code unberücksichtigt bleibt. Die Auswertung der Simulationen wird durch numerische Phänomene (parasitäre Strömungen; durch fehlende Rekonstruktionsalgorithmen verschmierte Phasengrenzflächen) erschwert.

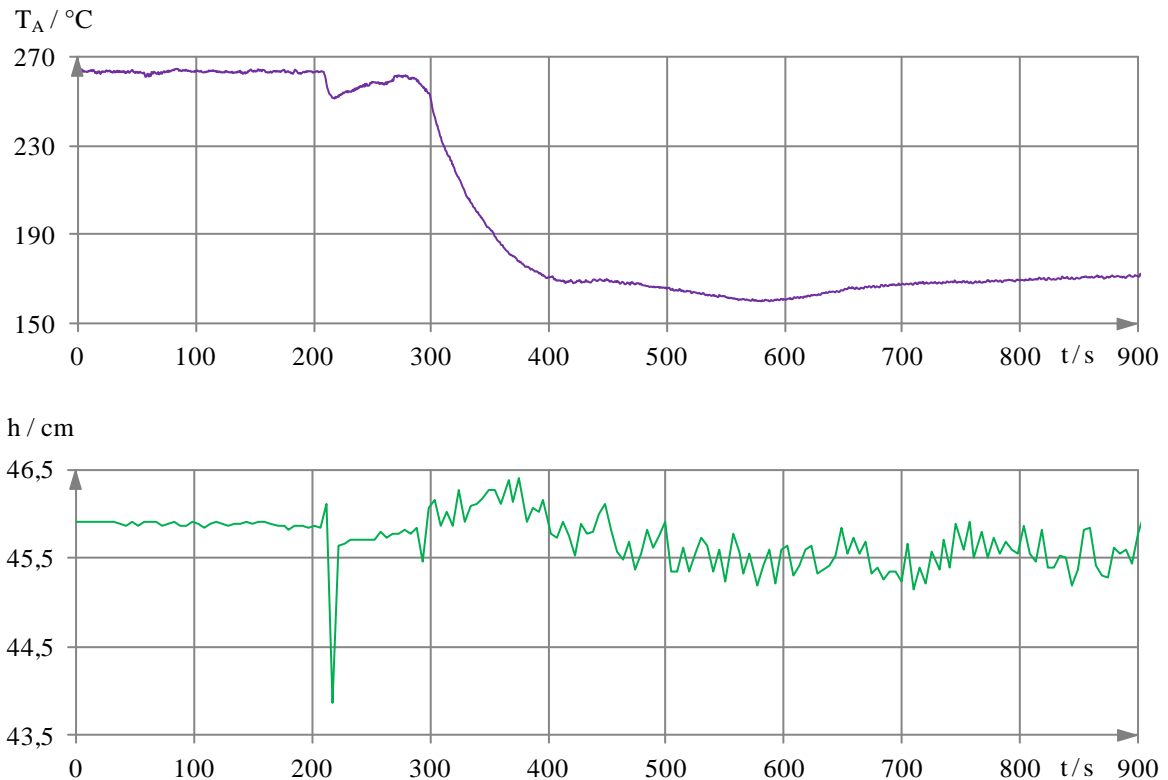


Über diese Beobachtungen hinaus wurden die Grenzen der Anwendung dreidimensionaler numerischer Strömungssimulationen aufgezeigt. Zur Generierung gitterunabhängiger und physikalisch korrekter Lösungen sind neben der Einbindung zahlreicher Modellansätze vor allem feine Zeit- und Ortsdiskretisierungen, enge Konvergenzkriterien sowie Maßnahmen zur Verbesserung der numerischen Genauigkeit und Stabilität erforderlich. Dies führt zur drastischen Erhöhung des Berechnungsaufwandes, dem lange Simulationszeiten gegenüber stehen. Trotz vereinfachender Symmetrieanahmen und der Parallelisierung von acht Kernen ist insbesondere die Nachrechnung der dynamischen Experimente nicht innerhalb der Bearbeitungszeit realisierbar.

Zusammenfassend liefert die Arbeit einen wichtigen Beitrag zur Überführung innovativer Messverfahren und aktueller Simulationsmethoden in die thematischen Schwerpunkte der Reaktorsicherheitsforschung. Die Kenntnis der dynamischen Übergangsprozesse in NKPG, ihrer Ursachen und Auswirkungen auf die hydrostatische Füllstandsmessung sind für die Sicherheit von SWR von wichtiger Bedeutung. Insbesondere die bislang unberücksichtigte, in der vorliegenden Arbeit qualifizierte, Infrarot-Thermografie kann bei der Anwendung als Betriebsmesssystem zur Erhöhung der Sicherheit von KKW beitragen. Sie ermöglicht eine verbesserte sicherheitstechnische Bewertung und Schadensvorsorge durch die vollkommen nichtinvasive, frühzeitige Detektion von Radiolysegasansammlungen. Des Weiteren tragen die in Ansys CFX 14 experimentell validierten Teilmodelle zum Abbau der Unsicherheiten heutiger Näherungen bei der Beschreibung mehrdimensionaler Strömungsvorgänge bei.

Auf der Grundlage der bisherigen Ergebnisse können die dynamischen Übergangsprozesse im NKPG weiterführend untersucht werden. Ein mögliches Ziel ist die Identifikation der Bedingungen, unter denen Wassertropfen aus dem Standrohr in das Pegelgefäß geschleust werden beziehungsweise für welche lokale Strömungsvorgänge negative Druckimpulse hervorrufen.

Von großer Relevanz ist außerdem die Entlösung nichtkondensierender Gase, welche durch das Aufsteigen einzelner Blasen in der Impulsleitung zu signifikanten Änderungen des Bezugsfüllstandes führen kann. Abbildung 65 zeigt beispielhaft die Verläufe der Rohraußenwandtemperatur und des Füllstandes eines Experimentes, bei dem während des stationären Anlagenbetriebes Stickstoffblasen mit einer Anfangstemperatur von  $T \approx 20 \text{ °C}$  in das NKPG eingebracht worden sind.



**Abbildung 65: Lokale Rohraußenwandtemperatur  $T_A$  und Füllstand  $h$  während des Eintrages von Stickstoffblasen in das Nullkammerpegelgefäß**

Aus den Messdaten geht hervor, dass die NKPG-Außenwandtemperatur unmittelbar nach dem Aufsteigen der ersten Blase (Zeitpunkt  $t \approx 210$  s) um 10 K absinkt. Damit verbunden ist eine deutliche Füllstandsmissweisung von kurzer Dauer, welche darauf schließen lässt, dass durch die aufsteigende Blase ein Großteil des leicht geneigten Pegelgefäß-Abschnittes freigelegt wurde. Im Anschluss an diesen Vorgang ist sowohl für den Füllstand als auch die lokale NKPG-Außenwandtemperatur eine aus dem Kondensationsprozess resultierende Wiederannäherung an den Ausgangszustand feststellbar. Diese wird unterbrochen vom Nachlauf weiterer Stickstoff-Blasen ( $t \approx 280$  s), welche sich an der unteren Einbindung zum Druckmessumformer zunächst angesammelt zu haben scheinen. Ausgehend von der drastisch absinkenden Außenwandtemperatur am Pegelgefäß wird geschlussfolgert, dass der Aufstieg dieser Blasen zur Ausbildung eines Gaspolsters im geneigten Abschnitt des Pegelgefäßes führt. Als Folge dessen erreicht der Füllstand im Druckbehälter einen neuen quasi-stationären Wert, welcher etwa fünf Millimeter unterhalb des Anfangswertes liegt.

Da die Entlösung von nichtkondensierenden Gasen eine typische Begleiterscheinung des Leistungsbetriebes von Siedewasserreaktoren ist, kommt der Untersuchung von derartigen Übergangsprozessen eine aus Sicherheitsaspekten entscheidende Bedeutung zu. Auf der

Grundlage der bisherigen Erkenntnisse kann der Parallelbetrieb der Röntgenradiografie und der Infrarot-Thermografie am HZDR zu einer Verbesserung des Prozessverständnisses beitragen.

Es wird außerdem empfohlen, die Leistungsfähigkeit des CFD-Rechenclusters durch eine Aufstockung der Ansys CFX 14 Lizenzen zu erweitern, um die dynamischen Experimente in einer angemessenen Berechnungsdauer nachsimulieren zu können. Der Einsatz von zwei Ansys HPC-Packs kann die derzeit verfügbare Rechenleistung um den Faktor vier erhöhen (Parallelisierung von 32 anstatt 8 Kernen). Durch diese Maßnahme sind vollumfängliche numerische Untersuchungen realisierbar, die den Gültigkeitsbereich der experimentellen Modellvalidierung auf dynamische Übergangsprozesse erweitern können und eine Analyse der Übertragbarkeit auf andere Kanalgeometrien oder binäre Stoffsysteme erlauben.

**Literaturverzeichnis**

- [Aka10] Akafuah, N. K., Slazar, A. J., Saito, K. (2010). "Infrared thermography-based visualization of droplet transport in liquid sprays", *Infrared Physics & Technology*, 53(3), pp. 218–226.
- [Ali10] Alizadehdakhel, A., Rahimi, M., Alsairafi, A. A. (2010). "CFD modeling of flow and heat transfer in a thermosyphon", *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 37(3), pp. 312–318.
- [And85] Andrade, J. D., Smith, L. M., Gregonis, D. E. (1985). "The Contact Angle and Interface Energetics", In: *Andrade, J. D. (Ed.) Surface and Interfacial Aspects of Biomedical Polyme Volume 1: Surface Chemistry and Physics*, Plenum Press, New York / London.
- [Ans09a] Ansys, Inc. (Hrsg.) (2009). *Basic Training Design Modeler/Meshing*, Release 12.0, Canonsburg.
- [Ans09b] Ansys, Inc. (Hrsg.) (2009). *Training Manual CFX 12.0 Introductory Training*, Release 12.0, 1<sup>st</sup> edition, Canonsburg.
- [Ans11a] Ansys, Inc. (Hrsg.) (2011). *ANSYS CFX-Solver Theory Guide*, Release 14.0, Canonsburg.
- [Ans11b] Ansys, Inc. (Hrsg.) (2011). *ANSYS CFX Reference Guide*, Release 14.0, Canonsburg.
- [Ans11c] Ansys, Inc. (Hrsg.) (2011). *ANSYS CFX-Solver Modeling Guide*, Release 14.0, Canonsburg.
- [Ans11d] Ansys, Inc. (Hrsg.) (2011). *ANSYS CFX-Pre User's Guide*, Release 14.0, Canonsburg.
- [Ata09] Atayılmaz, Ş. Ö., Teke, İ. (2009). "Experimental and numerical study of the natural convection from a heated horizontal cylinder", *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 36(7), pp. 731–738.
- [Ata10] Atayılmaz, Ş. Ö., Teke, İ. (2009). "Experimental and numerical study of the natural convection from a heated horizontal cylinder wrapped with a layer of textile material", *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 37(1), pp. 58–67.
- [Bae04] Baehr, H. D., Stephan, K. (2004). *Wärme- und Stoffübertragung*, 4. Auflage, Springer, Berlin / Heidelberg / New York.
- [Ban04] Bang, I. C., Chang S. H., Baek, W. P. (2004). "Visualization of the subcooled flow boiling of R-134a in a vertical rectangular channel with an electrically heated wall", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 47(19–20), pp. 4349–4363.

- [Bar83] Barnea, D., Luninski, Y., Taitel, Y. (1983). "Flow pattern in horizontal and vertical two phase flow in small diameter pipes", *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 61(5), pp. 617–620.
- [Bar04] Barbat, T. (2004). "Best Practices for Modeling Multiphase Flows in Automotive Industry", *Proceedings: Fluent Automotive UGM*, June 8 – 10 2004, Detroit, USA.
- [Ber97] Berčić, G., Pintar, A. (1997). "The role of gas bubbles and liquid slug lengths on mass transport in the Taylor flow through capillaries", *Chemical Engineering Science*, 52(21–22), pp. 3709–3719.
- [Ber04] Bernhard, F. (Hrsg.) (2004). *Technische Temperaturmessung*, 1. Auflage, Springer, Berlin / Heidelberg / New York.
- [Bet97] Betz, J. (1997). *Strömung und Wärmeübergang bei thermokapillarer Konvektion an Gasblasen*, Dissertation, Technische Universität München.
- [Bie10] Bieberle, M., Fischer, F., Schleicher, E., Franke, M., Menz, H.-J., Mayer, H.-G. Laurien, E., Hampel, U. (2010). "Ultrafast Multiphase Flow Imaging By Electron Beam X-ray Computed Tomography", *Proceedings: 7<sup>th</sup> International Conference on Multiphase Flow (ICMF 2010)*, May 30 – June 4 2010, Tampa, USA.
- [Bra92] Brackbill, J. U., Kothe, D.B., Zemach, C. (1992). "A Continuum Method for Modeling Surface Tension", *Journal of Computational Physics*, 100, pp. 335–354.
- [Bre04] Breitung, W., Kotchourko, A., Kuznetsov, M., Redlinger, R., Friedrich, A., Grune, J., Stern, G., Vesper, A., Sempert, K. (2004). "Untersuchungen zur Kontrolle von Radiolysegas-Detonationen in deutschen Siedewasserreaktoren", *NACHRICHTEN - Forschungszentrum Karlsruhe Jahrg. 36 2/2004*, pp. 80–85.
- [Bre12] Breitung, W., Halmer, G., Jordan, T., Kaup, B., Vesper, A. (2012). *RADIOLYSEGAS-HANDBUCH. Grundlagen zur Entstehung, Ansammlung, Zündung, Verbrennung, Auswirkung und Sicherheit von Radiolysegas-Dampf-Gemischen in Siedewasserreaktor-Anlagen*, Version 1.0, in press.
- [Cal05] Callies, M., Quéré, D. (2005). "On water repellency", *Soft Matter*, 1, pp. 55–61.
- [Cha97] Chaouki, J., Larachi, F., Duduković, M. P. (1997). *Non-invasive monitoring of multiphase flows*, 1<sup>st</sup> edition, Elsevier Science B.V., Amsterdam.
- [Che01] Cheng, T.-W., Lin, T.-L. (2001). "Characteristics of gas-liquid two-phase flow in small diameter inclined tubes", *Chemical Engineering Science*, 56(21–22), pp. 6393–6398.

- [Che02] Chen, I.Y., Yang, K.-S., Wang, C.-C. (2002). “An Empirical Correlation for Two-Phase Frictional Performance in Small Diameter Tubes”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 45(17), pp. 3667–3671.
- [Che06] Chen, L., Tian, Y. S., Karayiannis, T. G. (2006). “The Effect of Tube Diameter on Vertical Two-phase Flow Regimes in Small Tubes”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 49(21), pp. 4220-4230.
- [Che09] Chen, Y., Kulenovic, R., Mertz, R. (2009). “Numerical study on the formation of Taylor bubbles in capillary tubes”, *International Journal of Thermal Sciences*, 48(2), pp. 234–242.
- [Col99] Coleman, J. W., Garimella, S. (1999). “Characterization of two-phase flow patterns in small diameter round and rectangular tubes”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 42(15), pp. 2869–2881.
- [DaR09] Da Riva, E., Del Col, D. (2009). “Numerical simulation of churn flow in a vertical pipe”, *Chemical Engineering Science*, 64(17), pp. 3753–3765.
- [Dbt11] Deutscher Bundestag (2011). *Antwort der Bundesregierung auf die Kleine Anfrage der Abgeordneten Sylvia Kotting-Uhl, Hans-Josef Fell, Bärbel Höhn, weiterer Abgeordneter und der Fraktion BÜNDNIS 90/DIE GRÜNEN – Drucksache 17/5301 – Bekannte Sicherheitsdefizite deutscher Atomkraftwerke*, Drucksache 17/5808, Berlin.
- [Dec05] Decker, S. (2005). *Zur Berechnung von gerührten Suspensionen mit dem Euler-Lagrange-Verfahren*, Dissertation, Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg.
- [Dem10] Demir, H. (2010). “Experimental and numerical studies of natural convection from horizontal concrete cylinder heated with a cylindrical heat source”, *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 37(4), pp. 422–429.
- [Doe00] Dössel, O. (2000). *Bildgebende Verfahren in der Medizin - Von der Technik zur medizinischen Anwendung*, 1. Auflage, Springer, Berlin / Heidelberg.
- [Dzi07] Dziubek, A. (2007). *Condensation in an inclined tube with small diameter. Modeling, analysis and numerical simulation of a moving boundary problem with phase change and surface tension*, Dissertation, Technische Universität Berlin.
- [Fan08] Fang, C., Hidrovo, C., Wang, F., Eaton, J., Goodson, K. (2008). “3-D numerical simulation of contact angle hysteresis for microscale two phase flow”, *International Journal of Multiphase Flow*, 34(7), pp. 690–705.
- [Fei10] Fei, K., Chen, T. S., Hong, C. W. (2010). “Direct methanol fuel cell bubble transport simulations via thermal lattice Boltzmann and volume of fluid methods”, *Journal of Power Sources*, 195(7), pp. 1940–1945.

- [Fie02a] Fiedler, S., Auracher, H. (2002). "Experimentelle Untersuchung der Rücklaufkondensation in einem engen geneigten Rohr", *Chemie Ingenieur Technik*, 74(9), pp. 1265–1269.
- [Fie02b] Fiedler, S., Auracher, H., Winkelmann, D. (2002). "Effect of inclination on flooding and heat transfer during reflux condensation in a small diameter tube", *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 29(3), pp. 289–302.
- [Fle09] Fletcher, D. F., Haynes, B. S., Aubin, J., Xuereb, C. (2009). "Modeling of Microfluidic Devices", In: Hessel, V., Renken, A., Schouten, J. C., Yoshida, J.-I. (Eds.) *Micro Process Engineering Vol. 1: Fundamentals, Operations & Catalysts*, 1<sup>st</sup> edition, Wiley-VCH, Weinheim, pp. 117–144.
- [Fli12] FLIR AB (Hrsg.) (2012). *The Ultimate Infrared Handbook for R&D Professionals*, FLIR Systems, Boston.
- [Fri08] Fries, D. M. (2008). *Multiphase flow in microchannels: hydrodynamics and implementation in process engineering*, Dissertation, ETH Zürich.
- [Fuk93] Fukano, T., Kariyasaki, A. (1993). "Characteristics of Gas-Liquid Two-Phase Flow in a Capillary Tube", *Nuclear Engineering and Design*, 141(1–2), pp. 59–68.
- [Ger10] Gerardi, C., Buongiorno, J., Hu, L.-W., McKrell, T. (2010). "Study of bubble growth in water pool boiling through synchronized, infrared thermometry and high-speed video", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 53(19–20), pp. 4185–4192.
- [Ghi08] Ghiaasiaan, S. M. (2007). *Two-Phase Flow, Boiling and Condensation in conventional and miniature systems*, 1<sup>st</sup> edition, Cambridge University Press, New York.
- [Gla08] Glatzel, T., Litterst, C., Cupelli, C., Lindemann, T., Moosmann, C., Niekrawietz, R., Streule, W., Zengerle, R., Koltay, P. (2008). "Computational fluid dynamics (CFD) software tools for microfluidic applications – A case study", *Computers & Fluids*, 37(3), pp. 218–235.
- [Goe06] Goedecke, R. (Hrsg.) (2006). *Fluidverfahrenstechnik: Grundlagen, Methodik, Technik, Praxis (Band 1)*, 1. Auflage, Wiley-VCH, Weinheim.
- [Gol09] Golobic, I., Petkovsek, J., Baselj, M., Papez, A., Kenning, D. B. R. (2009). "Experimental determination of transient wall temperature distributions close to growing vapor bubbles", *Heat and Mass Transfer*, 45(7), pp. 857–866.
- [Gou08] Gouin, H. (2008). "The wetting problem of fluids on solid surfaces. Part 2: the contact angle hysteresis", *Continuum Mechanics and Thermodynamics*, 15(6), pp. 597–611.

- [Guo11] Guo, D. Z., Sun, D. L., Li, Z. Y., Tao, W. Q. (2011). "Phase change heat transfer simulation for boiling bubbles arising from a vapor film by VOSET method", *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, 59(11), pp. 857–881.
- [Gup09] Gupta, R., Fletcher, D. F., Haynes, B. S. (2009). "On the CFD modelling of Taylor flow in microchannels", *Chemical Engineering Science*, 64(12), pp. 2941–2950.
- [Gup10] Gupta, R., Fletcher, D. F., Haynes, B. S. (2010). "CFD modelling of flow and heat transfer in the Taylor flow regime", *Chemical Engineering Science*, 65(6), pp. 2094–2107.
- [Hab08] Habenicht, G. (2008). *Kleben – erfolgreich und fehlerfrei: Handwerk, Praktiker, Ausbildung*, Industrie, 5. Auflage, Vieweg + Teubner, Wiesbaden.
- [Han12] Hansson, P. M. (2012). *Hydrophobic surfaces: Effect of surface structure on wetting and interaction forces*, Dissertation, KTH Stockholm.
- [Hap00] Hapke, I., Boye, H., Schmidt, J. (2000). "Onset of nucleate boiling in minichannels", *International Journal of Thermal Sciences*, 39(4), pp. 505–513.
- [Har06] Harvie, D. J. E., Davidson, M. R., Rudman, M. (2006). "An analysis of parasitic current generation in Volume of Fluid simulations", *Applied Mathematical Modelling*, 30(10), pp. 1056–1066.
- [Has11] Hassanvand, A., Hashemabadi, S. H. (2011). "Direct numerical simulation of interphase mass transfer in gas–liquid multiphase systems", *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 38(7), pp. 943–950.
- [He07] He, Q., Kasagi, N. (2008). "Numerical investigation on flow pattern and pressure drop characteristics of slug flow in a micro tube", *Proceedings: Sixth International ASME Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels (ICNMM2008)*, June 23 – 25 2008, Darmstadt, Germany.
- [Her04] Herwig, H. (2004). *Strömungsmechanik A-Z – Eine systematische Einordnung von Begriffen und Konzepten der Strömungsmechanik*, 1. Auflage, Vieweg + Teubner, Wiesbaden.
- [Her06] Herwig, H., Moschallski, A. (2006). *Wärmeübertragung – Physikalische Grundlagen, Illustrierende Beispiele, Übungsaufgaben mit Musterlösungen*, 1. Auflage, Vieweg + Teubner, Wiesbaden.
- [Her08] Herwig, H. (2008). *Strömungsmechanik: Einführung in die Physik von technischen Strömungen*, 1. Auflage, Vieweg + Teubner, Wiesbaden.
- [Het02] Hetsroni, G., Gurevich, M., Mosyak, A., Rozenblit, R., Yarin, L. P. (2002). "Subcooled boiling of surfactant solutions", *International Journal of Multiphase Flow*, 28(3), pp. 347–361.



- [Hig35] Higbie, R. (1935). "The Rate of Absorption of a Pure Gas Into a Still Liquid During Short Periods of Exposure", *Transactions of the American Institute of Chemical Engineers*, 31, pp. 365–389.
- [Hir06] Hirose, Y., Hayashi, T., Hazuku, T., Takamasa, T. (2006). "Experimental Study on Contact Angle of Water Droplet in High-Temperature Condition", *Proceedings: 14th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE 14)*, July 17 – 20 2006, Miami, USA.
- [Hom09] Hombach, V. (2009). *Kardiovaskuläre Magnetresonanztomographie, Atlas und DVD*, 1. Auflage, Schattauer, Stuttgart.
- [Hub89] Hubbell, J. H., Seltzer, S. M. (1989). "Tables of X-Ray Mass Attenuation Coefficients and Mass Energy-Absorption Coefficients from 1 keV to 20 MeV for Elements  $Z = 1$  to 92 and 48 Additional Substances of Dosimetric Interest", <<http://www.nist.gov/pml/data/xraycoef/index.cfm>> (10.11.2009).
- [Hun12] Hung, Y. M., Tio, K.-K. (2012). "Thermal analysis of optimally designed inclined micro heat pipes with axial solid wall conduction", *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 39(8), pp. 1146–1153.
- [Ide07] Ide, H., Kariyasaki, A., Fukano, T. (2007). "Fundamental data on the gas-liquid two-phase flow in minichannels", *International Journal of Thermal Sciences*, 46(6), pp. 519–530.
- [Inf04] InfraTec GmbH (Hrsg.) (2004). *Einführung in Theorie und Praxis der Infrarot-Thermografie*, InfraTec GmbH, Dresden.
- [Ipm02] Kästner, W., Traichel, A., Fleischer, S., Schefter, S., Gocht, T., Gocht, U., Alt, S. (2002). *Experimentelle und methodische Untersuchungen zum Einsatz eines Nullkammerpegelgefäßes (NKPG) für die hydrostatische Füllstandsmessung im KKB*, KKB-Bericht, Institut für Prozeßtechnik, Prozeßautomatisierung und Meßtechnik (IPM), Hochschule Zittau/Görlitz.
- [Ipm05] Fleischer, S., Gocht, U., Traichel, A. (2005). *Analyse der Temperaturschwankungen an den Nullkammerpegelgefäßen (NKPG) der umgerüsteten Füllstandmeßsysteme (YD14, YD15, YD17) im Kernkraftwerk Brunsbüttel (KKB)*, KKB-Bericht, Institut für Prozeßtechnik, Prozeßautomatisierung und Meßtechnik (IPM), Hochschule Zittau/Görlitz.
- [Jan12] Janssens, S. D., Drijkoningen, S., Saitner, M., Boyen, H.-G., Wagner, P., Larsson, K., Haenen, K. (2012). "Evidence for phase separation of ethanol-water mixtures at the hydrogen terminated nanocrystalline diamond surface", *Journal of Chemical Physics*, 137(4), pp. 044702-1–044702-6.
- [Jay08] Jayakumar, J. S., Mahajani, S. M., Mandal, J. C., Vijayan, P. K., Bhoi, R. (2008). "Experimental and CFD estimation of heat transfer in helically coiled heat exchangers", *Chemical Engineering Research and Design*, 86(3), pp. 221–232.

- [Kan08] Kang, S. M., Yoon, S. G., Yoon, D. H. (2008). "Surface treatment of polycarbonate and polyethersulphone for SiN<sub>x</sub> thin film deposition", *Thin Solid Films*, 516(7), pp. 1405–1409.
- [Kha08] Khatibi, A. A., Maleki, H. R., (2008). "On the Application of Liquid-Crystal Thermography for the Nondestructive Detection of Delamination in Composite Structures", *Polymer Composites*, 29(7), pp. 798–803.
- [Kim01] Kim, H.-Y., Chun, J.-H. (2001). "The recoiling of liquid droplets upon collision with solid surfaces", *Physics of Fluids*, 13(3), pp. 643–659.
- [Kis99] Kistner, B. (1999). *Modellierung und numerische Simulation der Nachlaufstruktur von Turbomaschinen am Beispiel einer Axialturbinenstufe*, Dissertation, Technische Universität Darmstadt.
- [Kle04] Klemm, E., Rudek, M., Markowz, G., Schütte, R. (2004). "Mikroverfahrenstechnik", In: *Dittmeyer, R., Keim, W., Kreysa, G., Oberholz, A. (Hrsg.) Winnacker-Küchler – Chemische Technik: Prozesse und Produkte; Band 2: Neue Technologien*, 5. Auflage, Wiley-VCH, Weinheim, pp. 759–819. Copyright Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA. Reproduced with permission.
- [Kre05a] Kreutzer, M. T., Kapteijn, F., Moulijn, J. A., Heiszwolf, J. J. (2005). "Multiphase monolith reactors: Chemical reaction engineering of segmented flow in microchannels", *Chemical Engineering Science*, 60(22), pp. 5895–5916.
- [Kre05b] Kreutzer, M. T., Kapteijn, F., Moulijn, J. A., Kleijn, C. R., Heiszwolf, J. J. (2005). "Inertial and Interfacial Effects on Pressure Drop of Taylor Flow in Capillaries", *AIChE Journal*, 51(9), pp. 2428–2440.
- [Ku05] Ku, J., Ottenstein, L., Douglas, D., Pauken, M., Birur, G. (2004). "Miniature Loop Heat Pipe with Multiple Evaporators for Thermal Control of Small Spacecraft", *Proceedings: Government Microcircuit Applications and Critical Technology Conference*, April 4 – 7 2005, Las Vegas, USA.
- [Kum07] Kumar, V., Vashisth, S., Hoarau, Y., Nigam, K. D. P. (2007). "Slug flow in curved microreactors: Hydrodynamic study", *Chemical Engineering Science*, 62(24), pp. 7494–7504.
- [Laf03] Lafuma, A., Quéré, D. (2003). "Superhydrophobic states", *Nature Materials*, 2, pp. 457–460.
- [Lak08] Lakehal, D., Larrignon, G., Narayanan, C. (2008). "Computational heat transfer and two-phase flow topology in miniature tubes", *Microfluidics and Nanofluidics*, 4(4), pp. 261–271.
- [Lap06] Laplace, P.-S. (1806). *Théorie de l'action capillaire*, Courcier, Paris.

- [Lau99] Laubenberger, T., Laubenberger, J. (1999). *Technik der medizinischen Radiologie - Diagnostik, Strahlentherapie, Strahlenschutz. Für Ärzte, Medizinstudenten und MTRA*, 7. Auflage, Deutscher Ärzte-Verlag, Köln.
- [Leh05] Lehmann, T. (2005). *Handbuch der medizinischen Informatik*, 2. Auflage, Carl Hanser Verlag, München / Wien.
- [Li02] Li, W. (2002). "Kondensation von Wasserdampf oder eines Wasserdampf/Stickstoff-Gemisches in einem horizontalen Rohr", *In: Forschungszentrum Jülich, Zentralbibliothek, Verlag (Hrsg.) Berichte des Forschungszentrums Jülich JUEL-3950*, Forschungszentrum Jülich, Zentralbibliothek, Verlag, Jülich.
- [Lie08] Lienhard, J. H. IV, Lienhard, J.H. V (2008). *A heat transfer textbook*, 3<sup>rd</sup> edition, Phlogiston Press, Cambridge.
- [Liu08] Liu, D., Wang, S. (2008). "Hydrodynamics of Taylor flow in noncircular capillaries", *Chemical Engineering and Processing: Process Intensification*, 47(12), pp. 2098–2106.
- [Lok10] Lok, B. K. (2010). "Transient contact angle of evaporating inkjet droplet on transparent polymer substrate", *SIMTech technical reports*, 11(3), pp. 166–171.
- [Lug01] Luggar, R. D., Morton, E. J., Jenneson, P.M., Key, M. J. (2001). "X-ray tomographic imaging in industrial process control", *Radiation Physics and Chemistry*, 61(3), pp. 785–787.
- [Mah07] Mahr, B. (2007). *Numerisches Berechnen und tomographisches Messen zweiphasiger Strömungsfelder in geordneten Schichtungen*, 1. Auflage, Cuvillier Verlag, Göttingen.
- [Mar96] Marmur, A. (1996). "Equilibrium contact angles: theory and measurement", *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*, 116(1–2), pp. 55–61. Reprinted with permission from Elsevier.
- [Mau11] Mauermann, M., Calvimontes, A., Bellmann, C., Simon, F., Schöler, M., Majschak, J.-P. (2011). "Modifications in hygienic properties of stainless steel surfaces due to repeated soiling and cleaning", *Proceedings: International Conference on Heat Exchanger Fouling and Cleaning*, June 05 – 10 2011, Crete Island, Greece.
- [Mav12] Maverick Inspection Ltd. (2012). "Applications (IRT)", <<http://www.maverickinspection.com/Services/InfraredThermography/ApplicationsIRT/tabid/72/Default.aspx>> (28.08.2012).
- [Moc04] Mock, U. (2004). *Über das Benetzungsverhalten polymermodifizierter Grenzflächen*, Dissertation, Albert-Ludwigs-Universität Freiburg.

- [Mor12] Moraveji, M. K., Esmaeili, E. (2012). "Comparison between single-phase and two-phases CFD modeling of laminar forced convection flow of nanofluids in a circular tube under constant heat flux", *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 39(8), pp. 1297–1302.
- [Muz11] Muzychka, Y. S., Walsh, E. J., Walsh, P. (2011). "Heat Transfer Enhancement Using Laminar Gas-Liquid Segmented Plug Flows", *Journal of Heat Transfer*, 133(4), pp. 041902-1–041902-9.
- [Nar08] Narayanan, C., Lakehal, D. (2008). "Two-phase convective heat transfer in miniature pipes under normal and microgravity conditions", *Journal of Heat Transfer*, 130(7), pp. 074502-1–074502-5.
- [Ndi05] Ndinisa, N. V., Wiley, D. E., Fletcher, D. F. (2005). "Computational Fluid Dynamics Simulations of Taylor Bubbles in Tubular Membranes: Model Validation and Application to Laminar Flow Systems", *Chemical Engineering Research and Design*, 83(1), pp. 40–49.
- [Oer02] Oertel, H. (Hrsg.) (2002). *Prandtl - Führer durch die Strömungslehre*, 11. Auflage, Vieweg, Braunschweig / Wiesbaden.
- [Oez07] Özkan, F., Wörner, M., Wenka, A., Soyhan, H. S. (2007). "Critical evaluation of CFD codes for interfacial simulation of bubble-train flow in a narrow channel", *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 55(6), pp. 537–564.
- [One09] Onea, A., Wörner, M., Cacuci, D. G. (2009). "A qualitative computational study of mass transfer in upward bubble train flow through square and rectangular mini-channels", *Chemical Engineering Science*, 64(7), pp. 1416–1435.
- [Oze11] Ozer, A. B., Oncel, A. F., Hollingsworth, D. K., Witte, L. C. (2011). "A method of concurrent thermographic-photographic visualization of flow boiling in a minichannel", *Experimental Thermal and Fluid Science*, 35(8), pp. 1522–1529.
- [Pal01] Palzer, S., Hiebl, C., Sommer, K., Lechner, H. (2001). "Einfluss der Rauigkeit einer Feststoffoberfläche auf den Kontaktwinkel", *Chemie Ingenieur Technik*, 73(8), pp. 1032–1038.
- [Pas04] Paschedag, A. R. (2004). *CFD in der Verfahrenstechnik: Allgemeine Grundlagen und mehrphasige Anwendungen*, 1. Auflage, Wiley-VCH, Weinheim.
- [Qi05] Qi, Y. (2005). *Heterogeneous Nucleation And Influence Of Surface Structure And Wettability*, Dissertation, University of Florida.
- [Rai85] Raithby, G. D., Hollands, K. G. T. (1985). "Natural convection", In: Rohsenow, W. M., Hartnett, J. P., Ganic, E. N. (Eds.) *Handbook of Heat Transfer Fundamentals*, 2<sup>nd</sup> edition, McGraw-Hill, New York.

- [Rat04] Ratner, B. D., Hoffman, A. S., Schoen, F. J., Lemons, J. E. (editors) (2004). *Biomaterials science: An Introduction to Materials in Medicine*, 2<sup>nd</sup> edition, Elsevier Academic Press, San Diego / London.
- [Rat09] Ratkovich, N., Chan, C. C. V., Berube, P. R., Nopens, I. (2009). “Experimental study and CFD modelling of a two-phase slug flow for an airlift tubular membrane”, *Chemical Engineering Science*, 64(16), pp. 3576–3584.
- [Ric90] Richter, L. (1990). *Experimentelle und theoretische Untersuchungen des statischen und dynamischen Verhaltens unterschiedlicher Pegelgefäßkonstruktionen mit Verfahren der Grenzflächendetektion auf der Suche nach der günstigsten Variante*, Diplomarbeit, Technische Hochschule Zittau.
- [Rog08] Rogero, E. C., Sattelmayer, T. (2008). *Experimentelle Bestimmung der lokalen Grenzflächendichten der horizontalen Gas-Flüssigkeitsströmung mit beliebigem Gasvolumenanteil unter Berücksichtigung von Anlaufeffekten*, Abschlussbericht Reaktorsicherheitsforschung – Vorhaben-Nr.: 1501288, Technische Universität München.
- [Ros06] Rosengarten, G., Harvie, D. J. E., Cooper-White, J. (2006). “Contact angle effects on microdroplet deformation using CFD”, *Applied Mathematical Modelling*, 30(10), pp. 1033–1042.
- [Rya08] Ryan, B. J., Poduska, K. M. (2008). “Roughness effects on contact angle measurements”, *American Journal of Physics*, 76(11), pp. 1074-1077.
- [San12] Sancheti, S. D., Suresh, P. R. (2012). “Experimental and CFD estimation of heat transfer in helically coiled heat exchangers”, *Proceedings: 1st International Conference on Recent Trends in Engineering & Technology (ICRTET 2012)*, March 24 – 25 2012, Chandwad, India.
- [Sch02] Schulz, H., Voswinkel, A., Reck, H. (2002). “Insights and lessons learned from the Brunsbüttel piping failure event”, *GRS/IRSN Eurosafe Conference*, November 4 – 5 2002, Berlin, Germany.
- [Sch04] Schuster, N., Kolobrodov, V. G. (2004). *Infrarotthermographie*, 2. Auflage, Wiley-VCH, Weinheim.
- [Sch11] Schulz, S., Hampel, R. (2011). “The Influence Of Material Properties And Geometrical Parameters On The Topology Of Gas-Liquid Interfaces In Inclined Tubes Of Small Diameter – Experiments And Simulation”, *Proceedings: 19th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE 19)*, May 16 – 19 2011, Makuhari, Japan. Copyright JSME as original publisher. Reproduced with permission.
- [Sch12] Schulz, S., Hampel, R. (2012). “Experiments And Simulations On The Steady-State And Transient Behavior Of Gas/Liquid Interfaces in Impulse Pipes For Hydrostatic Level Measurements”, *Proceedings: 20th International Conference on Nuclear Engineering and ASME Power Conference (ICONE20/POWER2012)-Volume 5*, July 30 – August 3 2012, Anaheim, USA. Copyright ASME as original publisher. Reproduced with permission.

- [Sch13] Schulz, S., Hampel, R. (2013). “Steady-State and Transient Behavior of Gas/Liquid Phase Boundaries in Impulse Pipes”, *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 135(3), pp. 032903-1 – 032903-7. Copyright ASME as original publisher. Reproduced with permission.
- [Sef03] Sefiane, K., Tadrist, L., Douglas, M. (2003). “Experimental study of evaporating water–ethanol mixture sessile drop: influence of concentration”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 46(23), pp. 4527–4534.
- [Sef08] Sefiane, K., Moffat, J. R., Matar, O. K., Craster, R. V. (2008). “Self-excited hydrothermal waves in evaporating sessile drops”, *Applied Physics Letters*, 93(7), pp. 074103– 074103-3.
- [Sha08] Shao, N., Salman, W., Gavriilidis, A., Angeli, P. (2008). “CFD simulations of the effect of inlet conditions on Taylor flow formation”, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 29(6), pp. 1603–1611.
- [Sha09] Shanahan, M. E. R., Sefiane, K. (2009). “Kinetics Of Triple Line Motion During Evaporation”, In: *Mittal, K. L. (Ed.) Contact Angle, Wettability and Adhesion*, Volume 6, VSP/Brill, Leiden.
- [Sha10] Shao, N. (2010). *Gas-liquid two-phase flow and reaction in microstructured reactors*, Dissertation, University College London.
- [Shi09] Shi, L., Shen, P., Zhang, D., Lin, Q., Jiang, Q. (2009). “Wetting and evaporation behaviors of water–ethanol sessile drops on PTFE surfaces”, *Surface and Interface Analysis*, 41(12-13), pp. 951–955.
- [Sie01] Siekmann, H. E., Thamsen, P. U. (2001). *Strömungslehre für den Maschinenbau*, 1. Auflage, Springer, Berlin / Heidelberg.
- [Sig04] Sigloch, H. (2004). *Technische Fluidmechanik*, 5. Auflage, Springer, Berlin / Heidelberg / New York.
- [Sig12] Sigurdsson, H., Audunsson, H., Saevarsdottir, G., Gudjonsdottir, M. (2012). “Quantifying Water Saturation In Steel Pipes Using X-Rays”, *Proceedings: Thirty-Seventh Workshop on Geothermal Reservoir Engineering*, January 30 – February 1 2012, Stanford, USA.
- [Sik05] Šikalo, S., Tropea, C., Ganić, E. (2005). “Dynamic wetting angle of a spreading droplet”, *Experimental Thermal and Fluid Science*, 29(7), pp. 795–802.
- [Sim03] Simon, M., Tiseanu, I., Misawa, M., Sauerwein, C. (2003). “Process Tomography for Multiphase Flow Analysis”, *Proceedings: International Symposium on Computed Tomography and Image Processing for Industrial Radiology*, June 23 – 25 2003, Berlin, Germany.

- [Sit04] Situ, R., Mi, Y., Ishii, M., Mori, M. (2004). "Photographic study of bubble behaviors in forced convection subcooled boiling", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 47(17–18), pp.3659–3667.
- [Sta04] Stange, M. (2004). *Dynamik von Kapillarströmungen in zylindrischen Röhren*, Dissertation, Universität Bremen.
- [Sta10] Stalder, A.F., Melchior, T., Müller, M., Sage, D., Blu, T., Unser, M. (2010). "Low-Bond Axisymmetric Drop Shape Analysis for Surface Tension and Contact Angle Measurements of Sessile Drops", *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*, 364(1-3), pp. 72–81.
- [Str09] Štrubelj, L. (2009). *Numerical simulations of stratified two-phase flows with two-fluid model and interface sharpening*, Dissertation, University of Ljubljana.
- [Sun12] Sun, D.-L., Xu, J.-L., Wang, L. (2012). "Development of a vapor–liquid phase change model for volume-of-fluid method in FLUENT", *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 39(8), pp. 1101–1106.
- [Tal12] Talimi, V., Muzychka, Y. S., Kocabiyik, S. (2012). "A review on numerical studies of slug flow hydrodynamics and heat transfer in microtubes and microchannels", *International Journal of Multiphase Flow*, 39, pp. 88–104.
- [Tom02] Tompkins, D. M., Newell, T. A., Hrnjak, P. S. (2002). *Single Phase, Two-Phase Modeling; X-Ray Visualization for a Microchannel Manifold Distribution System*, ACRC Technical Report 206, University of Illinois at Urbana-Champaign.
- [Tri99] Triplett, K. A., Ghiaasiaan, S. M., Abdel-Khalik, S. I., LeMouel, A., McCord, B. N. (1999). "Gas-Liquid Two-Phase Flow in Microchannels, Part II: Void Fraction and Pressure Drop", *International Journal of Multiphase Flow*, 25(3), pp. 395–410.
- [Uaa07] Ua-arayaporn, P., Fukagata, K., Kasagi, N., Himeno, T. (2007). "Numerical simulation of gas-liquid two-phase convective heat transfer in a micro tube", *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 28(1), pp. 72–82.
- [Vai99] Vainchtein, A., Rosakis, P. (1999). "Hysteresis and Stick-Slip Motion of Phase Boundaries in Dynamic Models of Phase Transitions", *Journal of Nonlinear Science*, 9(6), pp. 697–719.
- [VBa04] Van Baten, J. M., Krishna, R. (2004). "CFD simulations of mass transfer from Taylor bubbles rising in circular capillaries", *Chemical Engineering Science*, 59(12), pp. 2535–2545.
- [VBa05] Van Baten, J. M., Krishna, R. (2005). "CFD simulations of wall mass transfer for Taylor flow in circular capillaries", *Chemical Engineering Science*, 60(4), pp. 1117–1126.

- [VdI06] Verein Deutscher Ingenieure, VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (GVC) (Hrsg.) (2006). *VDI-Wärmeatlas*, 10. Auflage, Springer, Berlin / Heidelberg.
- [VdT08] Verband der TÜV e.V. (VdTÜV) (Hrsg.) (2008). *AD 2000-Regelwerk*, 5. Auflage, Beuth, Berlin.
- [Vdw06] Van der Wal, B. P. (2006). *Static and Dynamic Wetting of Porous Teflon® Surfaces*, Dissertation, University of Groningen.
- [Vol07] Volkmer, M. (2007). *Kernenergie Basiswissen*, Überarbeitete Auflage Juni 2007, Informationskreis KernEnergie, Berlin.
- [Wag08] Wagner, E. (2008). *Hochauflösende Messungen beim Blasensieden von Reinstoffen und binären Gemischen*, Dissertation, Technische Universität Darmstadt.
- [Wan00] Wang, B.-X., Du, X.-Z. (2000). “Study on laminar film-wise condensation for vapor flow in an inclined small/mini-diameter tube”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 43(10), pp. 1859–1868.
- [Wel00] Welch, S. W. J., Wilson, J. (2000). “A volume of fluid based method for fluid flows with phase change”, *Journal of Computational Physics*, 160(2), pp. 662–682.
- [Wu10] Wu, C., Lei, S., Qian, T., Wang, X. (2010). “Stick-Slip Motion of Moving Contact Line on Chemically Patterned Surfaces”, *Journal of Communications in Computational Physics*, 7(3), pp. 403–422.
- [Xu13] Xu, B., Liu, D., Xu, G., Zhang, X. L., Lingcheng, B. (2013). “A measurement method for contact angle based on Hough Transformation”, *Measurement*, 46(3), pp. 1109–1114.
- [Xue06] Xue, H. T., Fang, Z. N., Yang, Y., Huang, J. P., Zhou, L. W. (2006). “Contact angle determined by spontaneous dynamic capillary rises with hydrostatic effects: Experiment and theory”, *Chemical Physics Letters*, 432(1–3), pp. 326–330.
- [Yan98] Yan, Y.-Y., Lin, T.-F. (1998). “Condensation heat transfer and pressure drop of refrigerant R-134a in a small pipe”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 41(24), pp. 4183–4194.
- [Yoo08] Yoon, J.-I., Phan, T. T., Moon, C.-G., Lee, H.-S., Jeong, S.-K. (2008). “Heat and mass transfer characteristics of a horizontal tube falling film absorber with small diameter tubes”, *Heat and Mass Transfer*, 44(4), pp. 437–444.
- [You05] Young, T. (1805). “An Essay on the Cohesion of Fluids”, *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, 95, pp. 65–87.



- [Zha09] Zhang, X., Mi, Y. (2009). “Dynamics of a Stick-Jump Contact Line of Water Drops on a Strip Surface”, *Langmuir*, 25(5), pp. 3212–3218.
- [Zie08] Zielke, P. C. (2008). *Experimentelle Untersuchung der Bewegung von Tropfen auf Festkörperoberflächen mit einem Gradienten der Benetzbarkeit*, Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg.
- [Zob06] Zobeiri, A. (2006). *Flow pattern characterization for air-water flow by high speed visualization, optical measurement and dynamic pressure signal*, Master Thesis, École Polytechnique Fédérale de Lausanne.
- [Zog84] Zografis, G., Johnson, B. A. (1984). “Effects of surface roughness on advancing and receding contact angles”, *International Journal of Pharmaceutics*, 22(2–3), pp. 159–176.

## Anlagenverzeichnis

Anlage	Seite
<b>A4.1 Stationäre Messungen an Ethanol/Luft bei Umgebungsbedingungen</b>	<b>156</b>
<b>A4.2 Stationäre Messungen an Wasser/Luft bei Umgebungsbedingungen</b>	<b>161</b>
<b>A4.3 Dynamische Messungen an Ethanol/Luft bei Umgebungsbedingungen</b>	<b>166</b>
A4.3-1 Dynamisches Grenzflächenverhalten im Rohr	166
A4.3-2 Dynamisches Grenzflächenverhalten am freien Ende des Rohres	171
A4.3-3 Dynamisches Grenzflächenverhalten an künstlichen Schweißnähten	179
<b>A5.1 Röntgen-Experimente an Wasser/Dampf bei SWR-Parametern</b>	<b>180</b>
A5.1-1 Komponenten des Versuchsstandes "Dünne Rohrleitung I"	180
A5.1-2 Machbarkeitsstudie zur röntgenradiografischen Untersuchung von Gas/Liquid-Phasengrenzflächen in NKPG	182
A5.1-3 LabView Programm zur Durchführung der röntgenradiografischen Versuche an Gas/Liquid-Phasengrenzflächen in NKPG	193
A5.1-4 Ausgewählte Daten der röntgenradiografischen Experimente an Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen bei SWR-Parametern	197
<b>A5.2 Thermografie-Experimente an Wasser/Dampf bei SWR-Parametern</b>	<b>205</b>
A5.2-1 Ausgewählte Daten der Thermografie-Experimente an Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen bei SWR-Parametern (stationärer Zustand)	206
A5.2-2 Ausgewählte Daten der Thermografie-Experimente an Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen bei SWR-Parametern (schnelle Druckabsenkung)	217
A5.2-3 Ausgewählte Daten der Thermografie-Experimente an Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen bei SWR-Parametern (hoher Behälterfüllstand)	222
A5.2-4 Vergleich der Thermografie-Messdaten mit den im KKB-NKPG festgestellten Temperaturpulsationen	229
<b>A5.3 Auswirkung der gemessenen Temperaturpulsationen auf die hydrostatische Füllstandsmessung</b>	<b>231</b>
A5.3-1 Statistische Kenngrößen der Kampagne i-00-W (stationärer Zustand)	234
A5.3-2 Statistische Kenngrößen der Kampagne i-dp-W (hoher Behälterfüllstand)	237
A5.3-3 Statistische Kenngrößen der Kampagnen i-dp-W (negative Druckimpulse) und i-hL+dp-W (negative Druckimpulse bei erhöhtem Behälterfüllstand)	238
<b>A6.1 Experimentelle Validierung der in Ansys CFX 14 implementierten Teilmodelle bei Umgebungsparametern</b>	<b>240</b>

### A4.1 Stationäre Messungen an Ethanol/Luft bei Umgebungsbedingungen

Die Kennzeichnung der Versuchsreihen für die stationären Experimente an Ethanol/Luft bei Umgebungsparametern erfolgt gemäß der nachfolgenden Tabelle. Zur Unterscheidung der Kennziffern dient ein Trennstrich.

	<b>Bedeutung</b>	<b>Wert</b>
1. Kennbuchstabe	Art der Untersuchung	s...stationär
2. Kennbuchstabe	Fluidpaar	E...Ethanol/Luft
1. Kennziffer	Rohrinnendurchmesser	$d_i$ in mm
2. Kennziffer	Neigungswinkel	$\alpha$ in $^\circ$

Als Beispiel bezeichnet sE9-2 stationäre Versuche am Stoffsystem Ethanol/Luft bei einem Innendurchmesser von 9 mm und einer Neigung von  $2^\circ$ . Die Versuchsreihen beinhalten aus statistischen Gründen mehrere Einzelversuche unter identischen Bedingungen. Um diese zu benennen, wird die Notation durch einen Punkt und eine dritte Kennziffer aufsteigend indiziert (Beispiel: sE9-2.1).

Die Experimente decken folgende vollfaktorielle Versuchsmatrix ab:

<b>Fluidpaar</b>		<b>Ethanol/Luft</b>			
<b><math>d_i</math> [mm]</b>		7	9	10	11
<b><math>\alpha</math> [<math>^\circ</math>]</b>	1	sE7-1	sE9-1	sE10-1	sE11-1
	2	sE7-2	sE9-2	sE10-2	sE11-2
	4	sE7-4	sE9-4	sE10-4	sE11-4
	6	sE7-6	sE9-6	sE10-6	sE11-6
	8	sE7-8	sE9-8	sE10-8	sE11-8

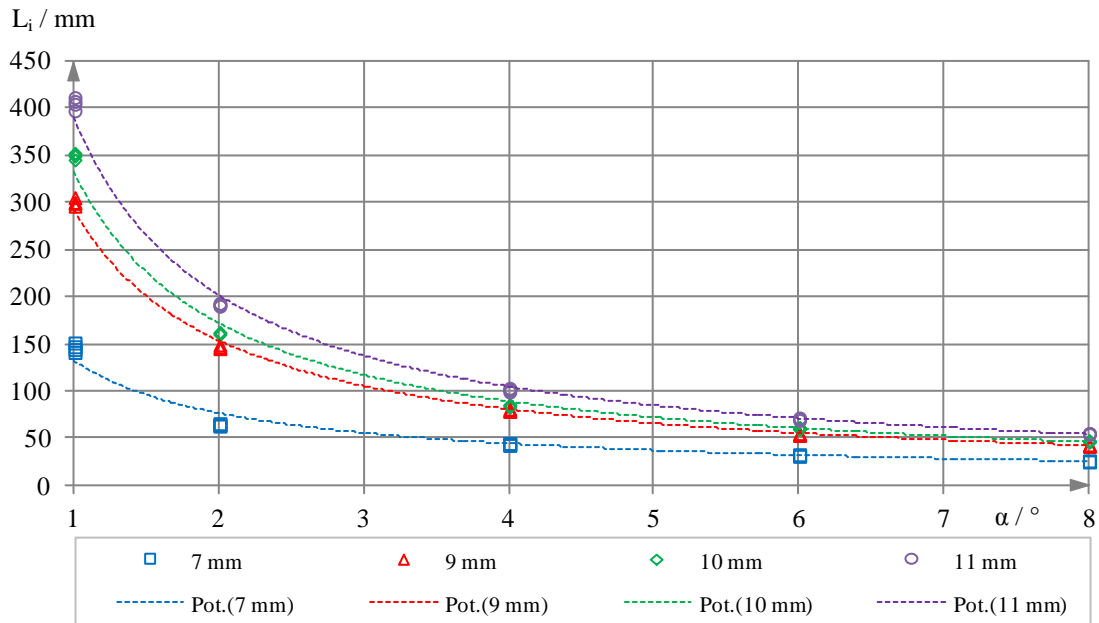
Projizierte Grenzflächenlängen  $L_i$  (sE7-1 bis sE11-8)

$L_i$ [mm]	$d_i$ [mm]	7				9			
		Nr.	1	2	3	4	1	2	3
$\alpha$ [°]	1	148	145	142	152	306	300	297	301
	2	66,5	64,5	65,5	64,0	147	146	148	150
	4	44,0	43,5	45,0	45,5	81,0	82,0	80,0	79,5
	6	32,0	33,0	33,5	32,5	55,0	54,0	56,0	54,5
	8	27,0	26,0	26,5	26,5	43,0	43,5	42,5	44,0
$L_i$ [mm]	$d_i$ [mm]	10				11			
		Nr.	1	2	3	4	1	2	3
$\alpha$ [°]	1	352	350	346	353	412	398	408	405
	2	163	162	161	163	192	193	191	194
	4	86,5	84,0	86,0	85,5	102	100	103	104
	6	62,0	61,0	62,5	60,5	72,5	71,0	72,0	70,0
	8	47,5	48,5	47,5	47,0	56,0	56,0	56,0	55,0

Statistische Auswertung nach Mittelwertbildung für die jeweiligen vier Messwerte

$\alpha$ [°]	$d_i$ [mm]	mittlerer Fehler		maximaler Fehler		Standardabweichung	
		absolut [mm]	relativ [%]	absolut [mm]	relativ [%]	absolut [mm]	relativ [%]
1	7	3,25	2,3	5,25	3,6	4,28	3,0
	9	2,50	0,9	5,00	1,7	3,75	1,3
	10	2,25	0,7	4,25	1,3	3,10	0,9
	11	4,25	1,1	7,75	2,0	5,91	1,5
2	7	0,88	1,4	1,38	2,2	1,11	1,8
	9	1,25	0,9	2,25	1,6	1,71	1,2
	10	0,75	0,5	1,25	0,8	0,96	0,6
	11	1,13	0,6	1,63	0,9	1,38	0,8
4	7	0,75	1,7	1,00	2,3	0,92	2,1
	9	0,88	1,1	1,38	1,8	1,11	1,4
	10	0,75	0,9	1,50	1,8	1,09	1,3
	11	1,13	1,2	2,13	2,1	1,66	1,7
6	7	0,50	1,6	0,75	2,3	0,65	2,0
	9	0,63	1,2	1,13	2,1	0,86	1,6
	10	0,75	1,3	1,00	1,7	0,92	1,5
	11	0,88	1,3	1,38	2,0	1,11	1,6
8	7	0,25	1,0	0,50	1,9	0,41	1,6
	9	0,50	1,2	0,75	1,8	0,65	1,6
	10	0,44	1,0	0,88	1,9	0,63	1,4
	11	0,38	0,7	0,75	1,4	0,50	0,9

Projizierte Grenzflächenlänge  $L_i$  bei Variation des Neigungswinkels  $\alpha$



Regressionsgleichungen

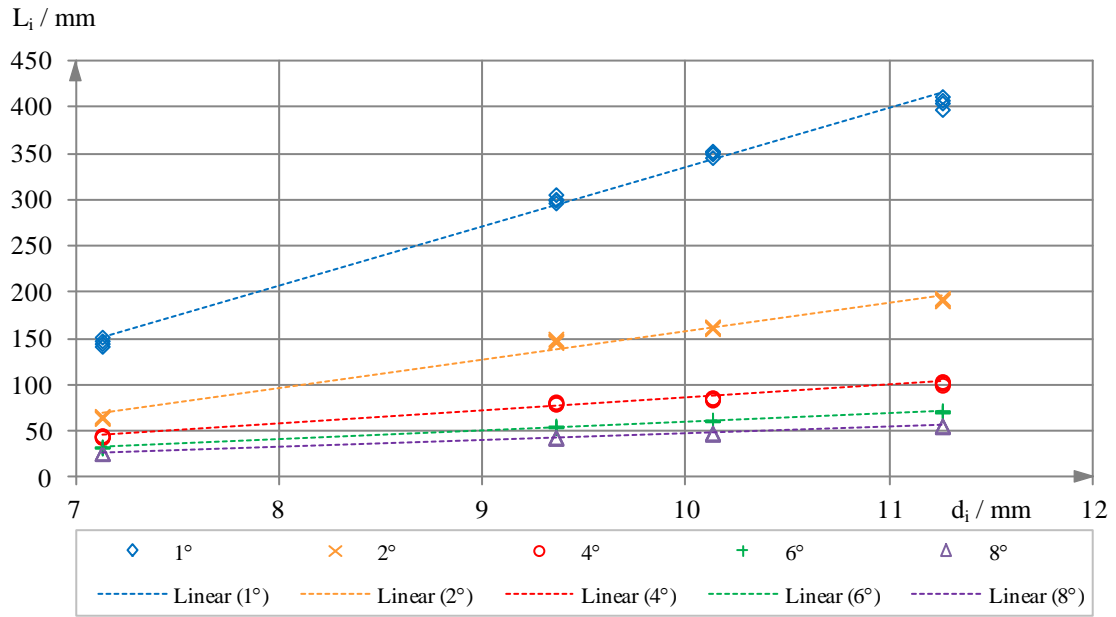
	$C_1$	$C_2$	$R^2$
Pot.(7 mm)	127,21	0,766	0,9826
Pot.(9 mm)	292,76	0,930	0,9986
Pot.(10 mm)	332,85	0,951	0,9963
Pot.(11 mm)	389,92	0,949	0,9977

$$L_i = C_1 \cdot \alpha^{-C_2} \Big|_{d_i=const.}$$

Einfluss des Neigungswinkels  $\alpha$

$L_{i2}/L_{i1}$ $ (L_{i2}/L_{i1}) / (\alpha_2/\alpha_1) - 1 $		$d_i$ [mm]			
		7,13	9,36	10,13	11,26
$\alpha_2/\alpha_1$	1/2 = 0,5	0,444 (11 %)	0,491 (2 %)	0,463 (7 %)	0,474 (5 %)
	2/4 = 0,5	0,683 (37 %)	0,546 (9 %)	0,527 (5 %)	0,531 (6 %)
	4/6 = 0,667	0,736 (10%)	0,681 (2 %)	0,719 (8 %)	0,699 (5 %)
	6/8 = 0,75	0,809 (8 %)	0,788 (5 %)	0,774 (3 %)	0,781 (4 %)

Projizierte Grenzflächenlänge  $L_i$  bei Variation des Rohrrinnendurchmessers  $d_i$



Regressionsgleichungen

	$C_1$	$C_2$	$R^2$
Linear (1°)	63,649	301,82	0,9927
Linear (2°)	30,983	151,53	0,9849
Linear (4°)	13,830	52,786	0,9854
Linear (6°)	9,3871	33,771	0,9956
Linear (8°)	7,0620	23,596	0,9963

$$L_i = C_1 \cdot d_i - C_2 \Big|_{\alpha=const}$$

Einfluss des Rohrrinnendurchmessers  $d_i$

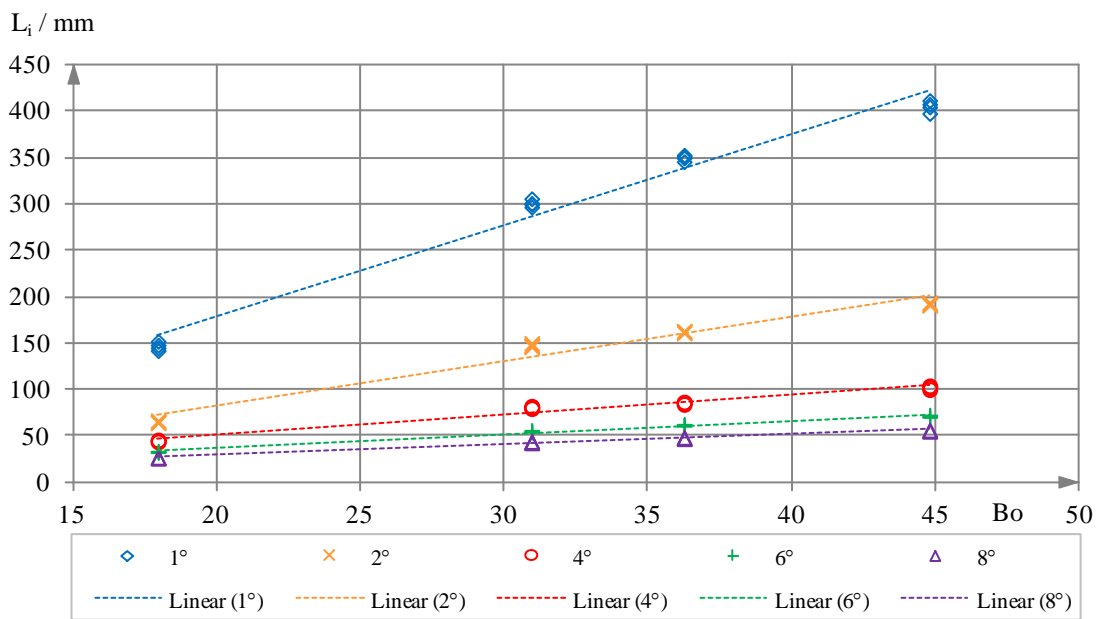
$\frac{L_{i2}}{L_{i1}}$ $ \frac{L_{i2}}{L_{i1}} / (\frac{d_{i2}}{d_{i1}}) - 1 $		$\frac{d_{i2}}{d_{i1}}$		
		9,36/7,13 = 1,313	10,13/9,36 = 1,082	11,26/10,13 = 1,112
$\alpha$ [°]	1	2,051 (56 %)	1,164 (8 %)	1,158 (4 %)
	2	2,269 (73 %)	1,098 (1 %)	1,186 (7 %)
	4	1,812 (38 %)	1,060 (2 %)	1,194 (7 %)
	6	1,676 (28 %)	1,121 (4 %)	1,161 (4 %)
	8	1,632 (24 %)	1,101 (2 %)	1,171 (5 %)

Berechnung der Bond-Zahlen

		$\rho_L$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$g$ [m/s <sup>2</sup> ]	$\sigma$ [10 <sup>-3</sup> N/m]	$Bo$
$d_i$ [mm]	7,13	785,47	9,81	21,776	17,96
	9,36				30,95
	10,13				36,26
	11,26				44,80

$$Bo = \frac{\rho_L \cdot g \cdot d_i^2}{\sigma}$$

Projizierte Grenzflächenlänge  $L_i$  als Funktion der Bond-Zahl  $Bo$



## A4.2 Stationäre Messungen an Wasser/Luft bei Umgebungsbedingungen

Die Kennzeichnung der Versuchsreihen für die stationären Experimente an Wasser/Luft bei Umgebungsparametern erfolgt gemäß der nachfolgenden Tabelle. Zur Unterscheidung der Kennziffern dient ein Trennstrich.

	<b>Bedeutung</b>	<b>Wert</b>
1. Kennbuchstabe	Art der Untersuchung	s...stationär
2. Kennbuchstabe	Fluidpaar	W...Wasser/Luft
1. Kennziffer	Rohrinnendurchmesser	$d_i$ in mm
2. Kennziffer	Neigungswinkel	$\alpha$ in °

Als Beispiel bezeichnet sW9-2 stationäre Versuche am Stoffsystem Wasser/Luft bei einem Innendurchmesser von 9 mm und einer Neigung von 2°. Die Versuchsreihen beinhalten aus statistischen Gründen mehrere Einzelversuche unter identischen Bedingungen. Um diese zu benennen, wird die Notation durch einen Punkt und eine dritte Kennziffer aufsteigend indiziert (Beispiel: sW9-2.1).

Die Experimente decken folgende vollfaktorielle Versuchsmatrix ab:

<b>Fluidpaar</b>		<b>Wasser/Luft</b>			
<b><math>d_i</math> [mm]</b>		7	9	10	11
<b><math>\alpha</math> [°]</b>	1	sW7-1	sW9-1	sW10-1	sW11-1
	2	sW7-2	sW9-2	sW10-2	sW11-2
	4	sW7-4	sW9-4	sW10-4	sW11-4
	6	sW7-6	sW9-6	sW10-6	sW11-6
	8	sW7-8	sW9-8	sW10-8	sW11-8



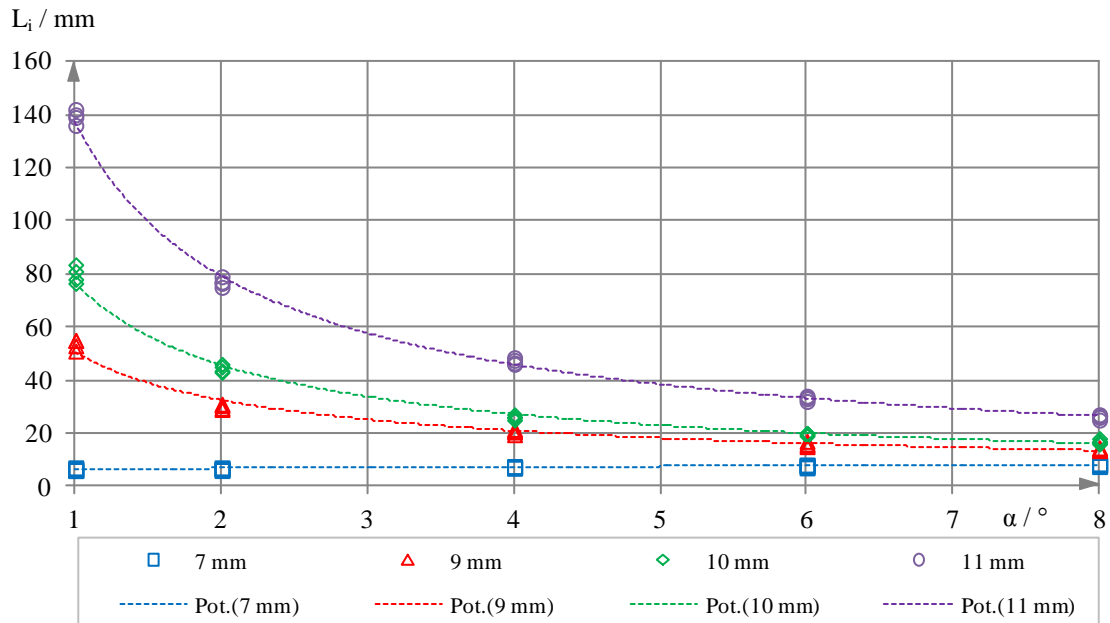
Projizierte Grenzflächenlängen  $L_i$  (sW7-1 bis sW11-8)

$L_i$ [mm]	$d_i$ [mm]	7				9			
		Nr.	1	2	3	4	1	2	3
$\alpha$ [°]	1	7,0	6,5	6,0	6,0	53,0	55,0	55,0	51,0
	2	6,0	6,5	7,0	6,5	30,5	29,0	31,0	29,5
	4	7,0	7,0	7,5	7,0	19,5	21,0	21,5	20,5
	6	8,0	7,0	8,0	7,5	17,0	16,0	15,5	15,0
	8	7,5	8,0	8,5	8,0	14,0	14,5	14,0	13,5
$L_i$ [mm]	$d_i$ [mm]	10				11			
		Nr.	1	2	3	4	1	2	3
$\alpha$ [°]	1	81,0	78,0	83,5	76,5	136	142	139	140
	2	43,0	45,0	46,0	43,5	79,0	77,0	76,5	75,0
	4	26,0	27,0	25,0	26,0	48,5	46,0	47,5	46,5
	6	19,0	19,5	20,0	20,0	33,0	34,0	32,0	33,5
	8	17,0	16,5	16,0	18,0	25,0	26,0	26,5	27,0

Statistische Auswertung nach Mittelwertbildung für die jeweiligen vier Messwerte

$\alpha$ [°]	$d_i$ [mm]	mittlerer Fehler		maximaler Fehler		Standardabweichung	
		absolut [mm]	relativ [%]	absolut [mm]	relativ [%]	absolut [mm]	relativ [%]
1	7	0,38	6,0	0,63	9,9	0,48	7,6
	9	1,50	2,9	2,50	4,7	1,92	3,6
	10	2,50	3,2	3,75	4,8	3,13	4,0
	11	1,75	1,3	3,25	2,4	2,50	1,8
2	7	0,25	3,9	0,50	7,7	0,41	6,4
	9	0,75	2,5	1,00	3,4	0,92	3,1
	10	1,13	2,6	1,63	3,7	1,38	3,2
	11	1,13	1,5	2,13	2,8	1,66	2,2
4	7	0,19	2,7	0,38	5,4	0,25	3,6
	9	0,63	3,1	1,13	5,5	0,86	4,2
	10	0,50	2,0	1,00	3,9	0,82	3,2
	11	0,88	1,9	1,38	3,0	1,11	2,4
6	7	0,38	5,0	0,63	8,3	0,48	6,3
	9	0,63	4,0	1,13	7,2	0,86	5,5
	10	0,38	2,0	0,63	3,3	0,48	2,5
	11	0,63	2,0	1,13	3,5	0,86	2,6
8	7	0,25	3,2	0,50	6,3	0,41	5,2
	9	0,25	1,8	0,50	3,6	0,41	3,0
	10	0,63	3,8	1,13	6,7	0,86	5,1
	11	0,63	2,5	1,13	4,4	0,86	3,3

Projizierte Grenzflächenlänge  $L_i$  bei Variation des Neigungswinkels  $\alpha$



Regressionsgleichungen

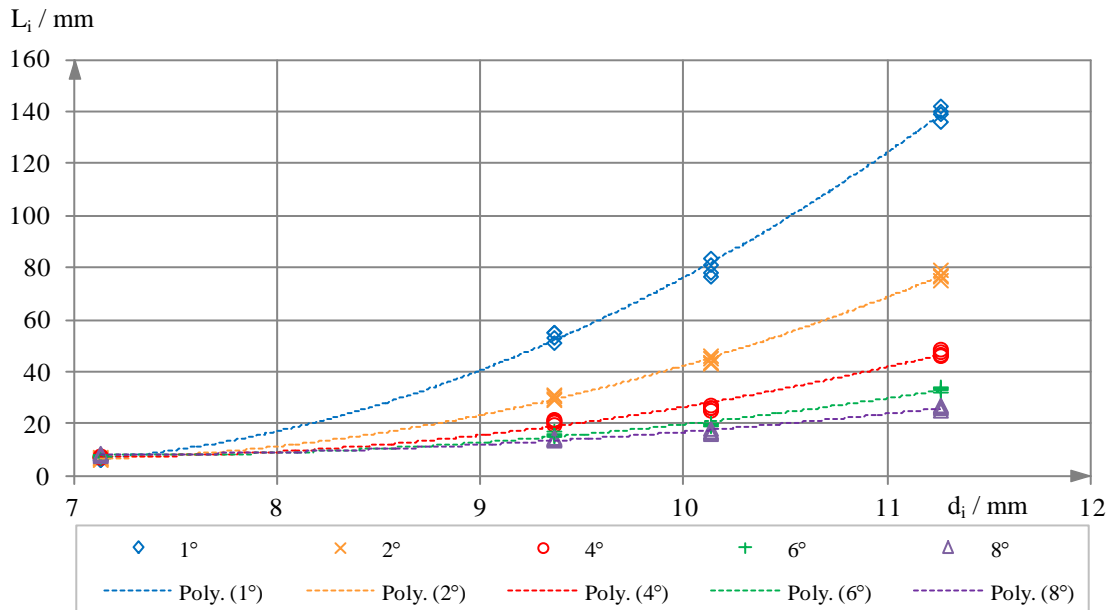
	$C_1$	$C_2$	$R^2$
Pot.(7 mm)	6,1948	-0,113	0,7037
Pot.(9 mm)	50,484	0,639	0,9852
Pot.(10 mm)	76,994	0,754	0,9931
Pot.(11 mm)	137,67	0,795	0,9976

$$L_i = C_1 \cdot \alpha^{-C_2} \Big|_{d_i=const.}$$

Einfluss des Neigungswinkels  $\alpha$

$L_{i2}/L_{i1}$ $ (L_{i2}/L_{i1}) / (\alpha_2/\alpha_1) - 1 $		$d_i$ [mm]			
		7,13	9,36	10,13	11,26
$\alpha_2/\alpha_1$	$1/2 = 0,5$	1,020 (104 %)	0,561 (12 %)	0,556 (11 %)	0,552 (10 %)
	$2/4 = 0,5$	1,096 (119 %)	0,688 (38 %)	0,586 (17 %)	0,613 (23 %)
	$4/6 = 0,667$	1,070 (61 %)	0,770 (15 %)	0,755 (13 %)	0,703 (5 %)
	$6/8 = 0,75$	1,049 (40 %)	0,882 (18 %)	0,860 (15 %)	0,789 (5 %)

Projizierte Grenzflächenlänge  $L_i$  bei Variation des Rohrrinnendurchmessers  $d_i$



Regressionsgleichungen

	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$R^2$
Poly. (1°)	6,1317	- 80,775	270,77	0,9976
Poly. (2°)	3,5751	- 48,795	172,75	0,9978
Poly. (4°)	2,2558	- 32,000	120,81	0,9881
Poly. (6°)	1,4987	- 21,501	84,853	0,9883
Poly. (8°)	1,0111	- 14,274	58,441	0,9869

$$L_i = C_1 \cdot d_i^2 + C_2 \cdot d_i + C_3 \Big|_{\alpha=const}$$

Einfluss des Rohrrinnendurchmessers  $d_i$

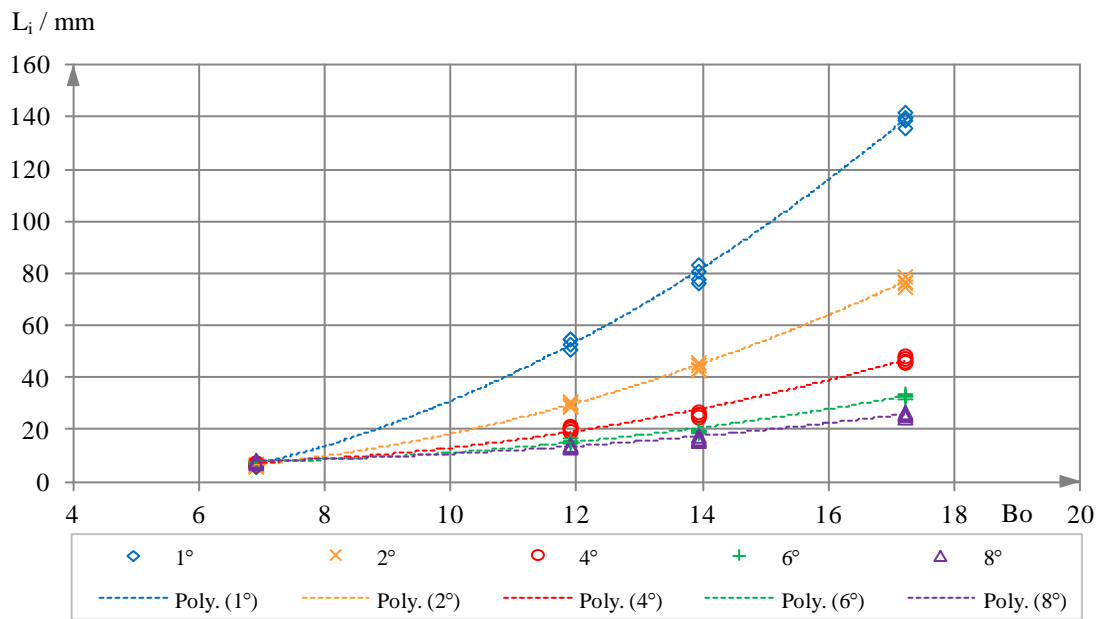
$L_{i2}/L_{i1}$ $ (L_{i2}/L_{i1}) / (d_{i2}/d_{i1}) - 1 $		$d_{i2}/d_{i1}$		
		9,36/7,13 = 1,313	10,13/9,36 = 1,082	11,26/10,13 = 1,112
$\alpha$ [°]	1	8,392 (539 %)	1,491 (38 %)	1,746 (57 %)
	2	4,615 (252 %)	1,479 (37 %)	1,732 (56 %)
	4	2,895 (121 %)	1,261 (16 %)	1,813 (63 %)
	6	2,082 (59 %)	1,236 (14 %)	1,688 (52 %)
	8	1,750 (33 %)	1,205 (11 %)	1,548 (39 %)

Berechnung der Bond-Zahlen

		$\rho_L$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$g$ [m/s <sup>2</sup> ]	$\sigma$ [10 <sup>-3</sup> N/m]	$Bo$
$d_i$ [mm]	7,13	997,05	9,81	71,972	6,90
	9,36				11,89
	10,13				13,93
	11,26				17,21

$$Bo = \frac{\rho_L \cdot g \cdot d_i^2}{\sigma}$$

Projizierte Grenzflächenlänge  $L_i$  als Funktion der Bond-Zahl  $Bo$



### A4.3 Dynamische Messungen an Ethanol/Luft bei Umgebungsbedingungen

Die Kennzeichnung der Versuchsreihen für die dynamischen Experimente an Ethanol/Luft bei Umgebungsparametern erfolgt gemäß der nachfolgenden Tabelle. Zur Unterscheidung der Kennziffern dient ein Trennstrich.

	Bedeutung	Wert
1. Kennbuchstabe	Art der Untersuchung	d...dynamisch
2. Kennbuchstabe	Fluidpaar	E...Ethanol/Luft
1. Kennziffer	Rohrinnendurchmesser	$d_i$ in mm
2. Kennziffer	Neigungswinkel	$\alpha$ in $^\circ$
3. Kennziffer	Höhe der Schweißnaht	s in mm
4. Kennziffer	Volumenstrom	$\dot{V}$ in ml/min

Als Beispiel bezeichnet dE9-2-0-8.0 dynamische Versuche am Stoffsystem Ethanol/Luft bei einem Innendurchmesser von 9 mm und einem Neigungswinkel von  $2^\circ$ . Die Stabilität der Grenzfläche wird am freien Rohrende (0 mm Schweißnahthöhe) untersucht, wobei die Pumpe einen Volumenstrom von 8.0 ml/min aufprägt.

Die Experimente decken folgende teilfaktorielle Versuchsmatrix ab:

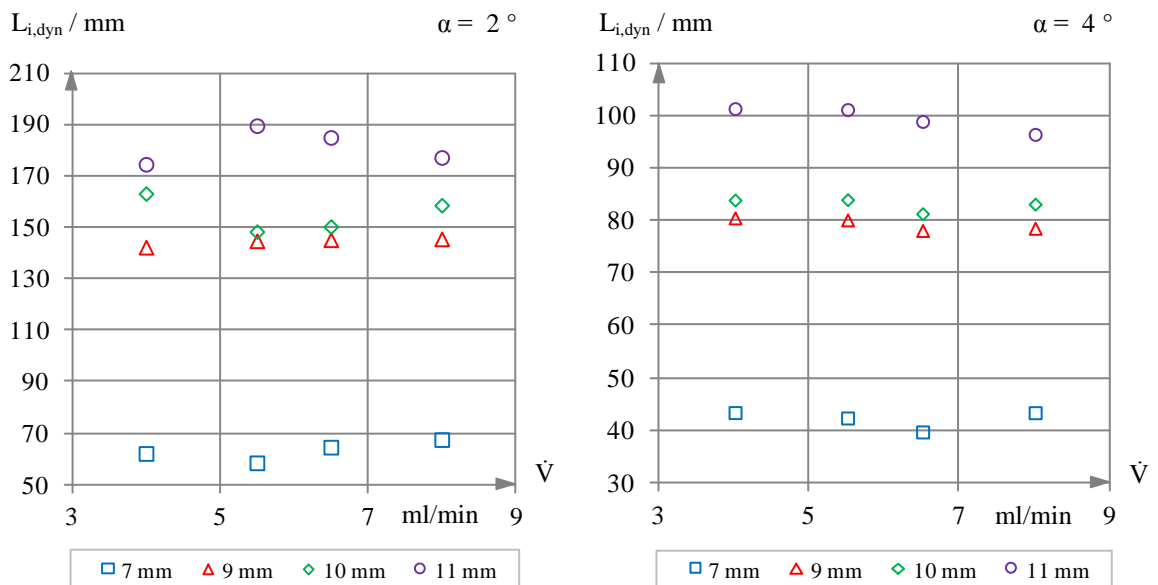
		$d_i$ [mm] s [mm]			
$\alpha$ [ $^\circ$ ]	$\dot{V}$ [ml/min]	7 0	9 0	10 0	11 0
2	4.0	dE7-2-0-4.0	dE9-2-0-4.0	dE10-2-0-4.0	dE11-2-0-4.0
	5.5	dE7-2-0-5.5	dE9-2-0-5.5	dE10-2-0-5.5	dE11-2-0-5.5
	6.5	dE7-2-0-6.5	dE9-2-0-6.5	dE10-2-0-6.5	dE11-2-0-6.5
	8.0	dE7-2-0-8.0	dE9-2-0-8.0	dE10-2-0-8.0	dE11-2-0-8.0
4	4.0	dE7-4-0-4.0	dE9-4-0-4.0	dE10-4-0-4.0	dE11-4-0-4.0
	5.5	dE7-4-0-5.5	dE9-4-0-5.5	dE10-4-0-5.5	dE11-4-0-5.5
	6.5	dE7-4-0-6.5	dE9-4-0-6.5	dE10-4-0-6.5	dE11-4-0-6.5
	8.0	dE7-4-0-8.0	dE9-4-0-8.0	dE10-4-0-8.0	dE11-4-0-8.0
		$d_i$ [mm] s [mm]			
$\alpha$ [ $^\circ$ ]	$\dot{V}$ [ml/min]	9 1.0	10 0.5		
2	4.0	dE9-2-1.0-4.0	dE10-2-0.5-4.0		
	5.5	-	-		
	6.5	-	-		
	8.0	dE9-2-1.0-8.0	dE10-2-0.5-8.0		
4	4.0	-	-		
	5.5	-	-		
	6.5	-	-		
	8.0	-	-		

### A4.3-1 Dynamisches Grenzflächenverhalten im Rohr

Projizierte Grenzflächenlängen  $L_{i,dyn}$  (dE7-2-0-4.0 bis dE11-4-0-8.0)<sup>49</sup>

$L_{i,dyn}$ [mm]		$d_i$ [mm] s [mm]			
$\alpha$ [°]	$\dot{V}$ [ml/min]	7 0	9 0	10 0	11 0
2	4.0	61,87	142,04	162,89	174,28
	5.5	58,23	144,54	148,10	189,29
	6.5	64,32	144,95	150,05	184,72
	8.0	67,27	145,28	158,37	176,93
4	4.0	43,57	80,71	84,11	101,55
	5.5	42,54	80,33	84,18	101,37
	6.5	39,88	78,31	81,51	99,11
	8.0	43,55	78,73	83,33	96,64

Projizierte Grenzflächenlänge  $L_{i,dyn}$  in Abhängigkeit vom Volumenstrom  $\dot{V}$

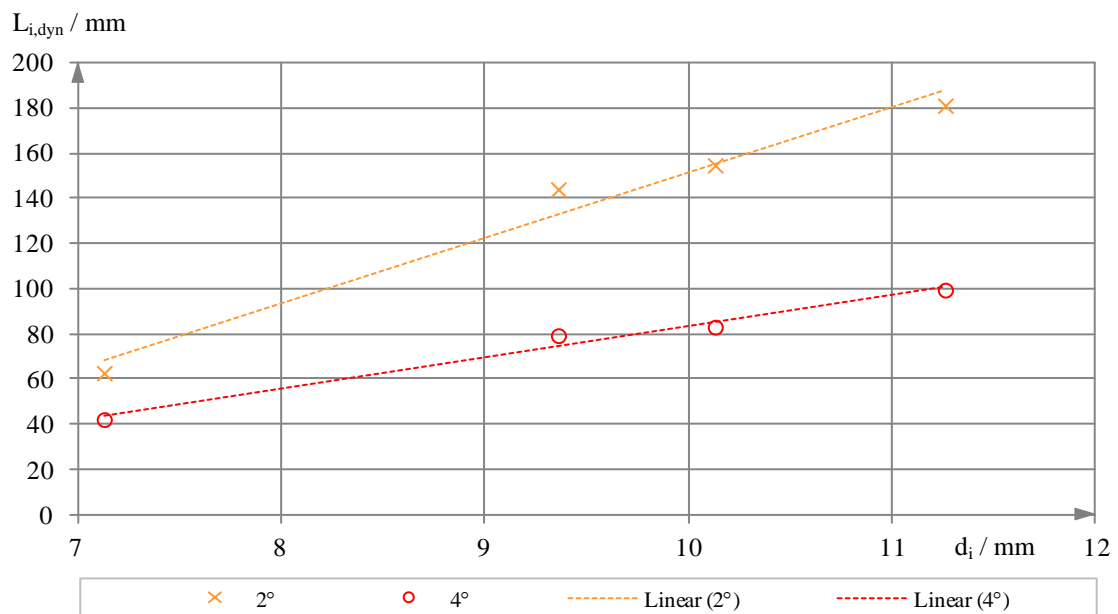


<sup>49</sup> Aus Gründen der Übersichtlichkeit ist bereits der Mittelwert (aus jeweils 3 Messungen an verschiedenen Positionen im Rohr) dargestellt.

### Statistische Auswertung nach Mittelwertbildung über die jeweiligen Volumenströme

$\alpha$ [°]	$d_i$ [mm]	mittlerer Fehler		maximaler Fehler		Standardabweichung	
		absolut [mm]	relativ [%]	absolut [mm]	relativ [%]	absolut [mm]	relativ [%]
2	7	2,88	4,6	4,69	7,5	3,83	6,1
	9	1,09	0,8	2,16	1,5	1,48	1,1
	10	5,78	3,8	8,04	5,2	6,97	4,6
	11	5,70	3,2	7,98	4,5	6,93	3,9
4	7	1,26	3,0	2,51	6,0	1,74	4,2
	9	1,00	1,3	1,21	1,6	1,18	1,5
	10	0,89	1,1	1,77	2,2	1,25	1,6
	11	1,80	1,9	3,03	3,1	2,31	2,4

### Projizierte Grenzflächenlänge $L_{i,dyn}$ bei Variation des Rohrrinnendurchmessers $d_i$



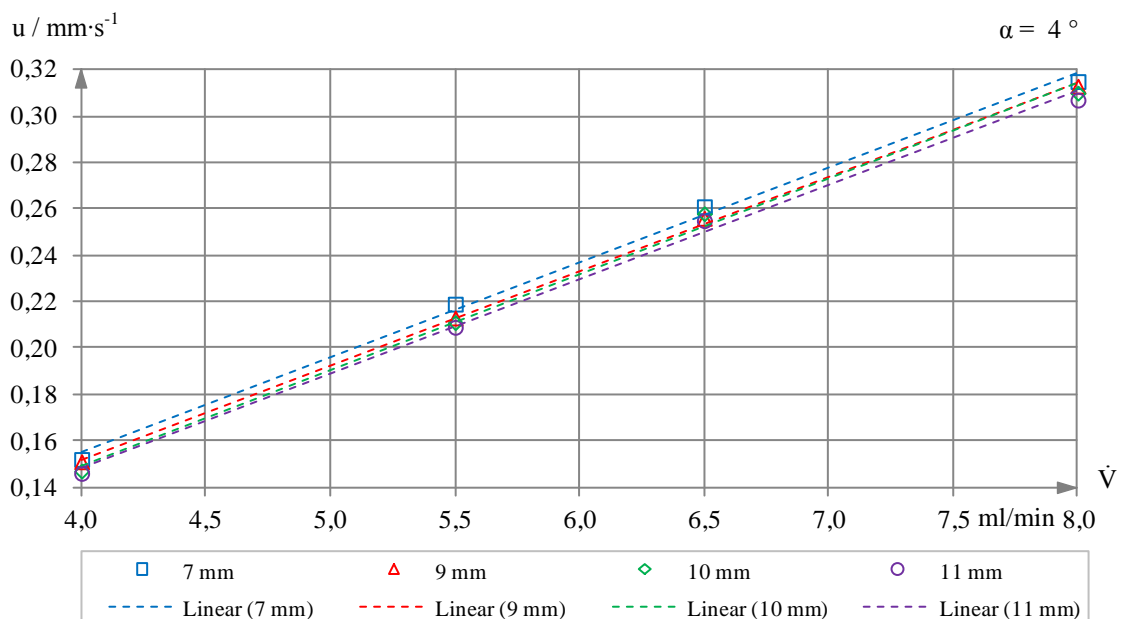
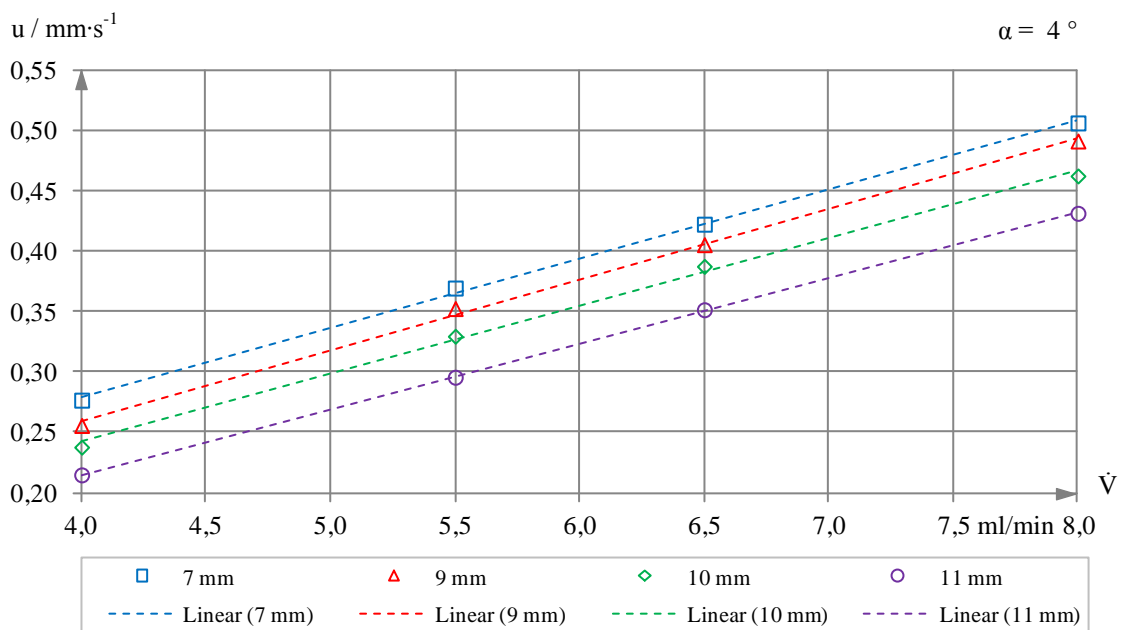
### Regressionsgleichungen

	$C_1$	$C_2$	$R^2$
Linear ( $2^\circ$ )	28,884	137,71	0,9743
Linear ( $4^\circ$ )	13,744	53,938	0,9822

$$L_{i,dyn} = C_1 \cdot d_i - C_2 \Big|_{\alpha=const}$$

Liquidgeschwindigkeiten  $u$  (sW7-1 bis sW11-8)

$u$ [mm/s]	$\alpha$ [°]	2				4				
		$\dot{V}$ [ml/min]	4	5,5	6,5	8	4	5,5	6,5	8
$d_i$ [mm]	7		0,277	0,370	0,423	0,507	0,152	0,219	0,261	0,315
	9		0,256	0,353	0,406	0,492	0,151	0,213	0,256	0,313
	10		0,238	0,330	0,388	0,463	0,147	0,211	0,258	0,310
	11		0,215	0,296	0,352	0,432	0,146	0,209	0,255	0,307

Liquidgeschwindigkeit  $u$  in Abhängigkeit vom Volumenstrom  $\dot{V}$ 



Weber-Zahlen  $We$  (sW7-1 bis sW11-8)

$We \cdot 10^5$	$\alpha$ [°]	2				4			
	$\dot{V}$ [ml/min]	4	5,5	6,5	8	4	5,5	6,5	8
$d_i$ [mm]	7	1,973	3,521	4,602	6,611	0,594	1,233	1,752	2,552
	9	2,213	4,207	5,565	8,173	0,770	1,532	2,213	3,308
	10	2,070	3,979	5,501	7,833	0,790	1,627	2,432	3,511
	11	1,877	3,559	5,032	7,580	0,866	1,774	2,641	3,828

$$We = \frac{\rho_L \cdot u^2 \cdot d_i}{\sigma}$$

Kapillarzahlen  $Ca$  (sW7-1 bis sW11-8)

$Ca \cdot 10^5$	$\alpha$ [°]	2				4			
	$\dot{V}$ [ml/min]	4	5,5	6,5	8	4	5,5	6,5	8
$d_i$ [mm]	7	1,380	1,843	2,107	2,526	0,757	1,091	1,300	1,569
	9	1,275	1,759	2,023	2,451	0,752	1,061	1,275	1,559
	10	1,186	1,644	1,933	2,307	0,732	1,051	1,285	1,544
	11	1,071	1,475	1,754	2,152	0,727	1,041	1,270	1,529

$$Ca = \frac{v_L \cdot \rho_L \cdot u}{\sigma}$$

Froude-Zahlen  $Fr$  (sW7-1 bis sW11-8)

$Fr \cdot 10^6$	$\alpha$ [°]	2				4			
	$\dot{V}$ [ml/min]	4	5,5	6,5	8	4	5,5	6,5	8
$d_i$ [mm]	7	1,098	1,960	2,562	3,681	0,331	0,686	0,975	1,421
	9	0,715	1,359	1,798	2,640	0,249	0,495	0,715	1,069
	10	0,571	1,097	1,517	2,160	0,218	0,449	0,671	0,968
	11	0,419	0,794	1,123	1,692	0,193	0,396	0,590	0,855

$$Fr = \frac{We}{Bo}$$

Reynolds-Zahlen  $Re$  (sW7-1 bis sW11-8)

$Re$	$\alpha$ [°]	2				4			
	$\dot{V}$ [ml/min]	4	5,5	6,5	8	4	5,5	6,5	8
$d_i$ [mm]	7	1,430	1,910	2,184	2,617	0,785	1,130	1,348	1,627
	9	1,736	2,392	2,751	3,335	1,024	1,444	1,736	2,122
	10	1,745	2,420	2,846	3,395	1,079	1,548	1,893	2,274
	11	1,753	2,413	2,869	3,522	1,191	1,704	2,080	2,504

$$Re = \frac{We}{Ca}$$

## A4.3-2 Dynamisches Grenzflächenverhalten am freien Ende des Rohres

### Aufbereitung der Videomessdaten

#### 1. Bestimmung der Kenndaten zur Verarbeitung des Videos:

- Auslesen von Laufzeit  $t$  und Framezahl  $f$
- Überprüfung der Framerate  $r = f/t = 30$  frames/s
- Berechnung der Ausleserate für äquidistante Bildfolge  $r_a = r \cdot (1/2 \text{ s}) = 15$  frames bzw.  $r_a = r \cdot (1/3 \text{ s}) = 10$  frames bei lokaler Verfeinerung im Rückzugsbereich

#### 2. Auslesen einer äquidistanten Bildfolge ( $\Delta t = 1/2 \text{ s}$ bzw. $1/3 \text{ s}$ ) mit VLC Media Player

##### Beispiel:

```
vlc "C:\dE9-2-0\4.0_1.mov" --rate=1 --video-filter=scene --vout=dummy --scene-format=jpg --scene-ratio=10 --scene-prefix= img- --scene-path=C:\dE9-2-0\4.0_1\
vlc://quit
```

```
C:\dE9-2-0\4.0_1.mov..... Messdatei
rate=1..... 1- fache Abspielgeschwindigkeit
video-filter=scene..... Filter für Extraktion von Einzelbildern
vout=dummy..... Unterdrückung der Videodarstellung
scene-format=jpg ..... Aufzeichnung im JPG-Format
scene-ratio=10 ..... Speichern jedes 10. Frames
scene-prefix= img- ..... Präfix der Dateinamen
scene-path=C:\dE9-2-0\4.0_1\..... Speicherpfad
```

#### 3. Einlesen der Bildfolge in ImageJ<sup>50</sup>

#### 4. Manuelle Erfassung des unteren und oberen Punktes der Phasengrenzfläche in jedem

Einzelbild mit dem ImageJ Plugin MTrackJ<sup>51</sup>, Export der Koordinaten als .dat File

#### 5. Zweifache Wiederholung der Schritte 4 und 5 zur Reduzierung der Fehler

#### 6. Ermittlung des Abbildungsmaßstabes an einem in jeder Messung vorhandenen

Referenzobjekt (Pixelanzahl über 100 mm Messlänge)

#### 7. Prüfung des Zeitschrittes (Messzeit zwischen zwei aufeinanderfolgenden Bildern)

#### 8. Berechnung der absoluten Grenzflächenlänge in Millimetern und der Zeit in Sekunden

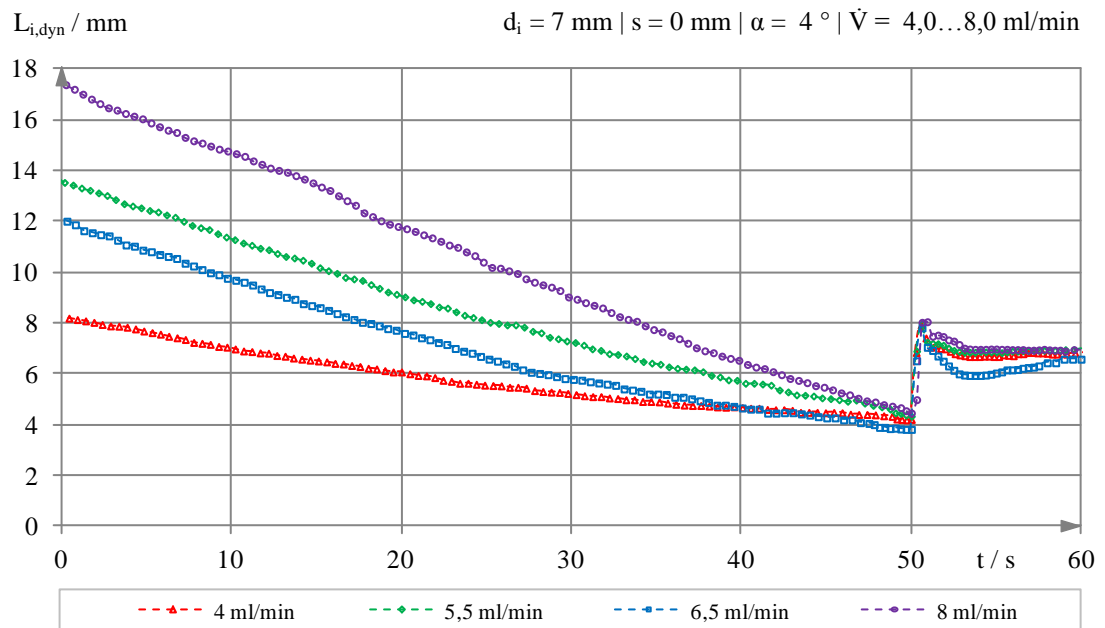
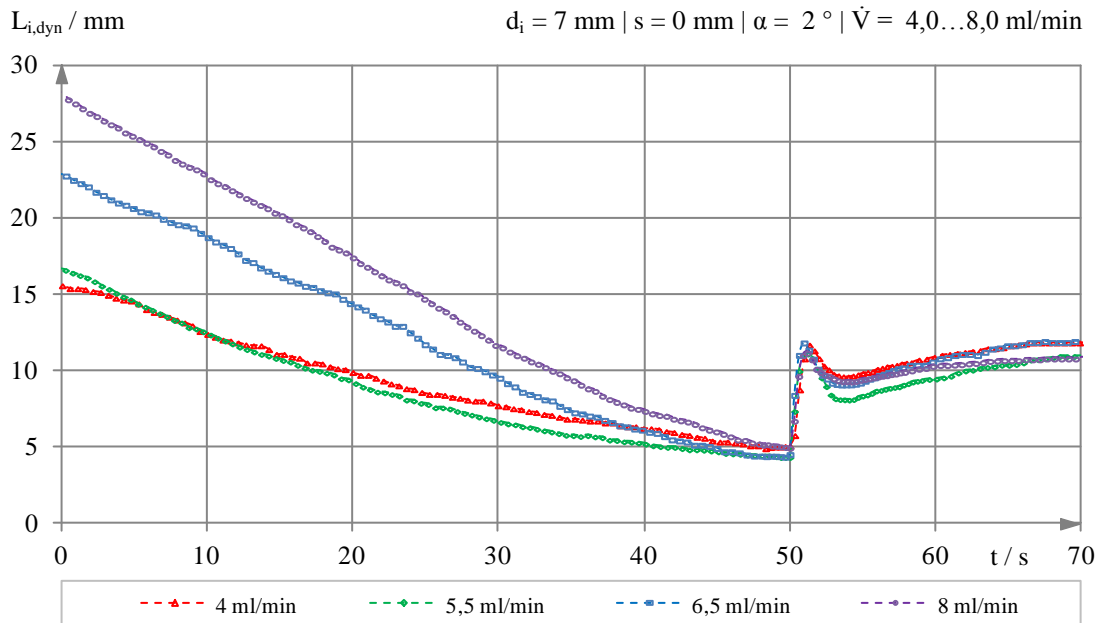
#### 9. Zeitliche Verschiebung der Messsignale, um eine bessere Vergleichbarkeit für die unterschiedlichen Volumenströme zu gewährleisten

#### 10. Grafische Darstellung der Messreihen bei konstantem Rohrrinnendurchmesser und Neigungswinkel für die unterschiedlichen Volumenströme

<sup>50</sup> <http://rsb.info.nih.gov/ij/>

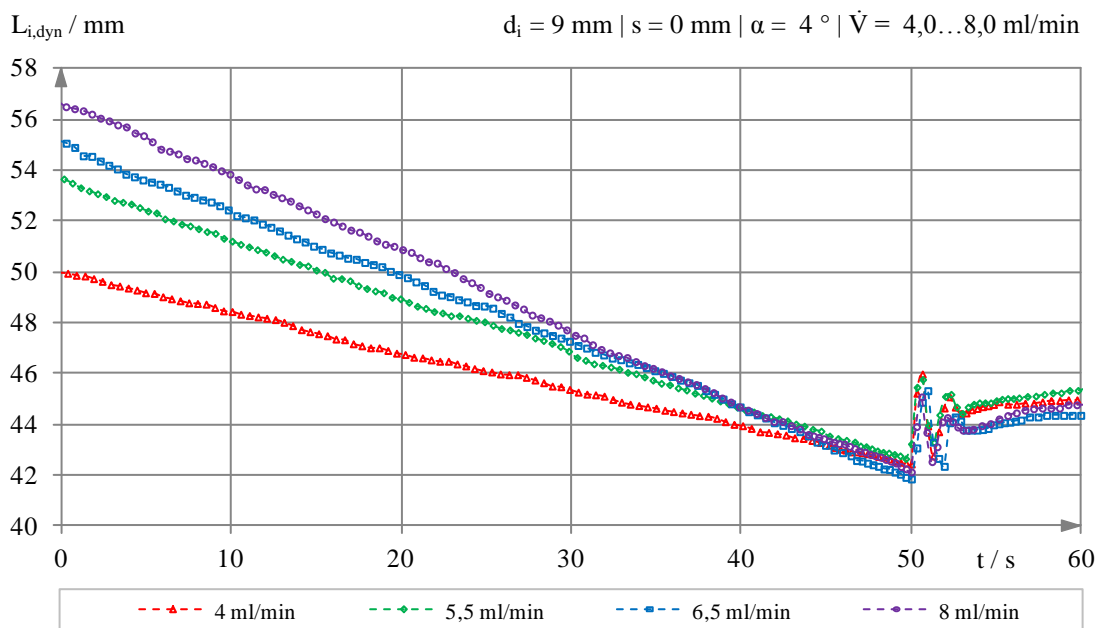
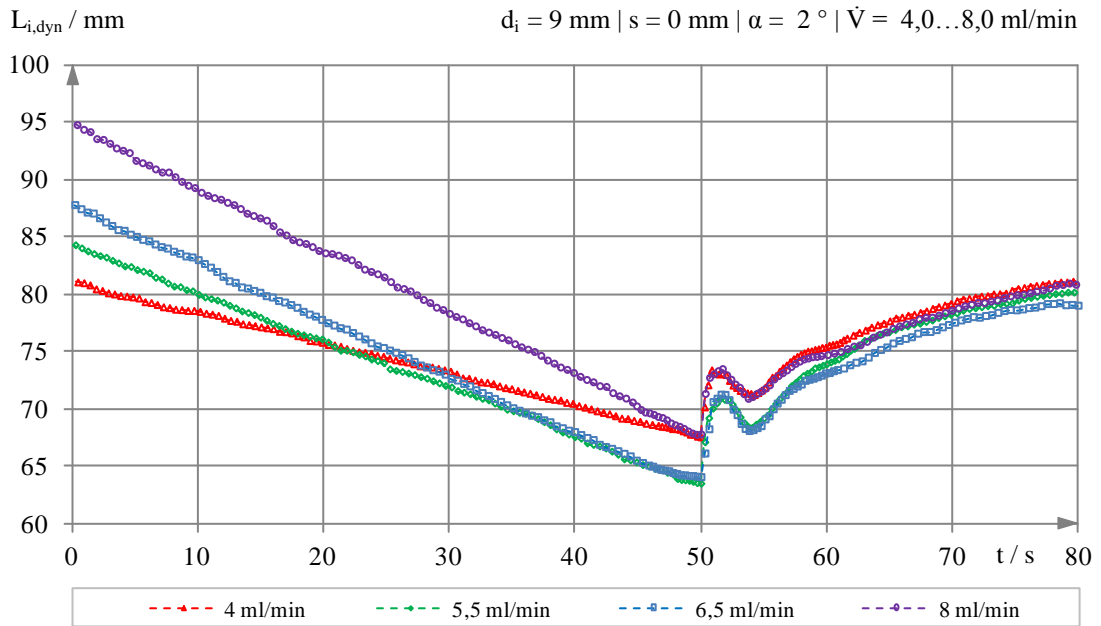
<sup>51</sup> <http://www.imagescience.org/meijering/software/mtrackj/>

Zeitlicher Verlauf der projizierten Grenzflächenlänge  $L_{i,dyn}$  für  $d_i = 7$  mm und  $s = 0$  mm



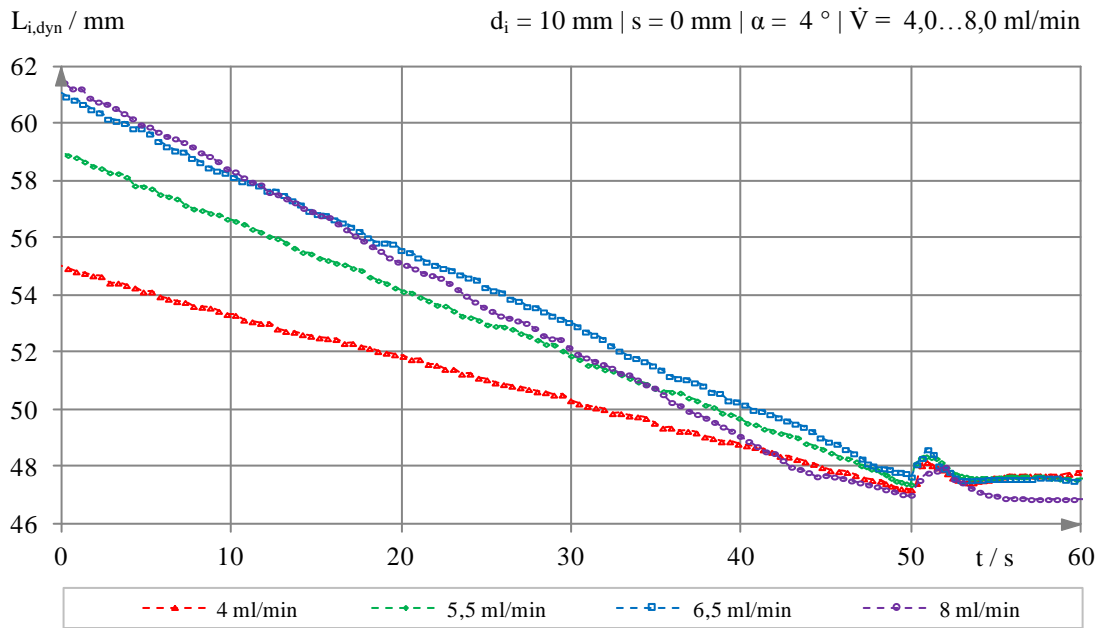
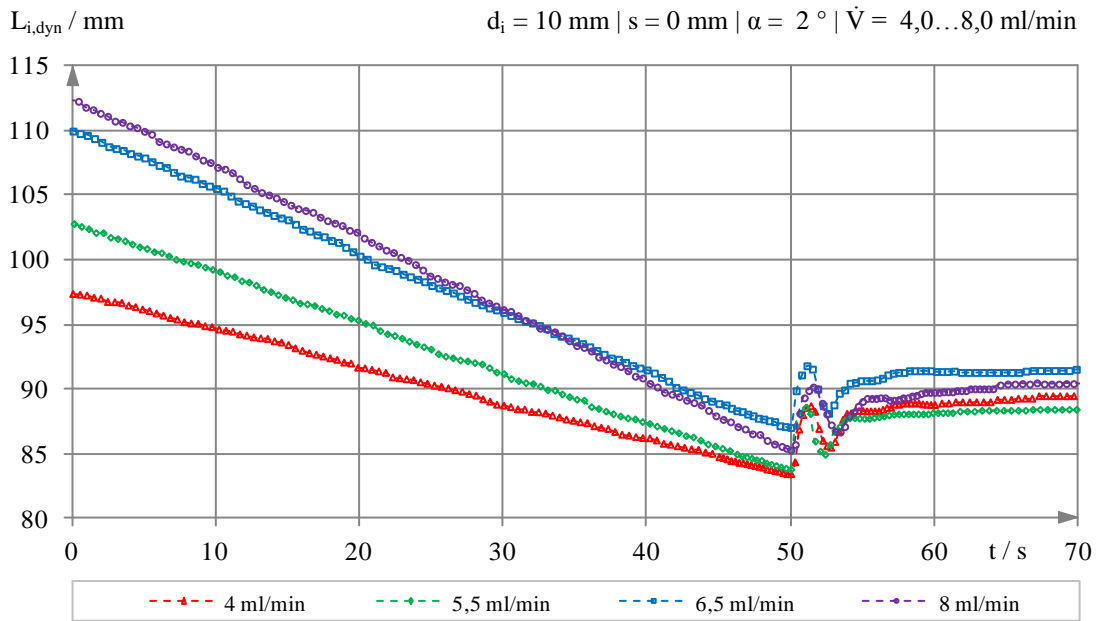
		$\alpha [^\circ]$							
		2				4			
		$\dot{V} [\text{ml/min}]$							
		4,0	5,5	6,5	8,0	4,0	5,5	6,5	8,0
$L_{i,dyn,min}$ [mm]	$t = 50 \text{ s}$	4,9	4,3	4,5	4,9	4,2	4,3	3,8	4,4
$\Delta L_{i,dyn,max}$ [mm]	$50 \text{ s} \leq t \leq 55 \text{ s}$	6,8	6,8	7,3	6,3	3,7	3,6	4,0	3,6
$L_{i,dyn,\infty}$ [mm]	$t \rightarrow \infty$	11,9	11,0	12,0	10,8	6,8	7,0	6,6	7,0

Zeitlicher Verlauf der projizierten Grenzflächenlänge  $L_{i,dyn}$  für  $d_i = 9$  mm und  $s = 0$  mm



	$\alpha$ [°]	2				4			
		$\dot{V}$ [ml/min]	4,0	5,5	6,5	8,0	4,0	5,5	6,5
$L_{i,dyn,min}$ [mm]	$t = 50 \text{ s}$	67,5	63,5	64,0	67,7	42,4	42,7	41,9	42,1
$\Delta L_{i,dyn,max}$ [mm]	$50 \text{ s} \leq t \leq 55 \text{ s}$	5,7	7,3	7,4	5,7	3,5	3,1	3,5	3,0
$L_{i,dyn,\infty}$ [mm]	$t \rightarrow \infty$	81,1	80,2	79,1	80,9	45,0	45,4	44,4	44,8

Zeitlicher Verlauf der projizierten Grenzflächenlänge  $L_{i,dyn}$  für  $d_i = 10$  mm und  $s = 0$  mm



	$\alpha [^\circ]$	2				4			
		$\dot{V} [\text{ml/min}]$	4,0	5,5	6,5	8,0	4,0	5,5	6,5
$L_{i,dyn,min} [\text{mm}]$	$t = 50 \text{ s}$	83,5	83,8	87,0	85,3	47,2	47,4	47,7	47,0
$\Delta L_{i,dyn,max} [\text{mm}]$	$50 \text{ s} \leq t \leq 55 \text{ s}$	5,2	4,8	4,8	4,9	1,0	1,1	0,9	1,0
$L_{i,dyn,\infty} [\text{mm}]$	$t \rightarrow \infty$	89,5	88,4	91,5	90,4	47,8	47,6	47,5	46,9

Auswertung der Messdaten:

Für einen aussagekräftigen Vergleich der Messdaten wurden die Kenngrößen einer vierten Reihe mit erhöhtem Innendurchmesser ( $d_i = 11 \text{ mm}$ ,  $s = 0 \text{ mm}$ ) als Referenz herangezogen.

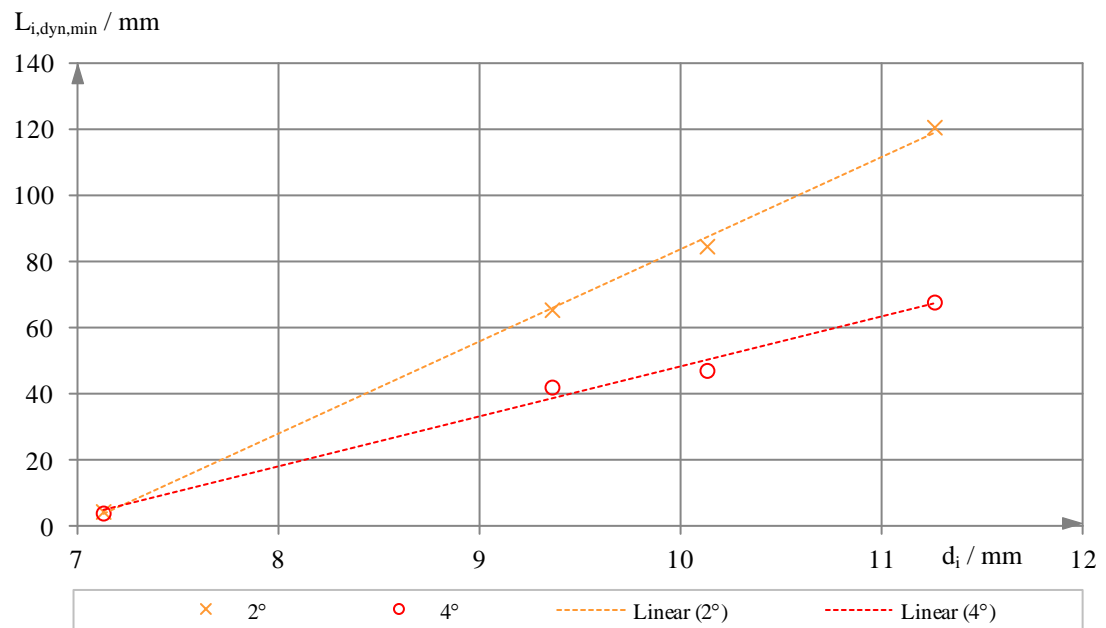
	$\alpha$ [°]	2				4			
	$\dot{V}$ [ml/min]	4,0	5,5	6,5	8,0	4,0	5,5	6,5	8,0
$L_{i,dyn,min}$ [mm]	$t = 50 \text{ s}$	119,8	123,6	118,4	121,8	69,2	70,7	65,6	66,5
$\Delta L_{i,dyn,max}$ [mm]	$50 \text{ s} \leq t \leq 55 \text{ s}$	2,2	2,8	2,8	2,6	1,8	1,6	1,9	1,4
$L_{i,dyn,\infty}$ [mm]	$t \rightarrow \infty$	129,4	131,3	128,5	126,5	70,0	70,5	66,1	63,9

Anschließend erfolgte eine Mittelung der Parameter über die jeweils vier Massenströme.

	$\alpha$ [°]	2				4			
	$d_i$ [mm]	7	9	10	11	7	9	10	11
$L_{i,dyn,min}$ [mm]	$t = 50 \text{ s}$	4,65	65,68	84,90	120,90	4,18	42,28	47,33	68,00
$\Delta L_{i,dyn,max}$ [mm]	$50 \text{ s} \leq t \leq 55 \text{ s}$	6,80	6,52	4,92	2,60	3,73	3,28	1,00	1,68
$L_{i,dyn,\infty}$ [mm]	$t \rightarrow \infty$	11,43	80,33	89,95	128,93	6,85	44,90	47,45	67,63

	$\alpha$ [°]	$d_i$ [mm]	mittlerer Fehler		maximaler Fehler		Standardabweichung	
			absolut [mm]	relativ [%]	absolut [mm]	relativ [%]	absolut [mm]	relativ [%]
$L_{i,dyn,min}$ [mm]	2	7	0,25	5,4	0,36	7,8	0,30	6,5
		9	1,93	3,0	2,18	3,4	2,24	3,5
		10	1,25	1,5	2,10	2,5	1,61	1,9
		11	1,80	1,5	2,70	2,3	2,28	1,9
	4	7	0,19	4,6	0,38	9,2	0,27	6,5
		9	0,28	0,7	0,43	1,1	0,36	0,9
		10	0,28	0,7	0,43	1,1	0,36	0,9
		11	1,95	2,9	2,70	4,0	2,37	3,5
$\Delta L_{i,dyn,max}$ [mm]	2	7	0,25	3,7	0,50	7,4	0,41	6,1
		9	0,83	12,8	0,88	13,5	0,96	14,8
		10	0,14	2,9	0,28	5,7	0,19	3,9
		11	0,20	7,7	0,40	15,4	0,29	11,2
	4	7	0,14	3,8	0,28	7,6	0,19	5,2
		9	0,23	7,1	0,28	8,6	0,27	8,3
		10	0,23	7,1	0,28	8,6	0,27	8,3
		11	0,18	10,8	0,28	16,8	0,23	13,8
$L_{i,dyn,\infty}$ [mm]	2	7	0,53	4,7	0,63	5,6	0,62	5,5
		9	0,68	0,9	1,23	1,6	0,91	1,2
		10	1,00	1,2	1,56	1,8	1,32	1,5
		11	1,43	1,2	2,43	1,9	2,00	1,6
	4	7	0,15	2,2	0,25	3,7	0,20	3,0
		9	0,31	0,7	0,51	1,2	0,42	1,0
		10	0,31	0,7	0,51	1,2	0,42	1,0
		11	2,63	3,9	3,73	5,6	3,17	4,7

### Grenzflächenlänge vor dem Abtropfen $L_{i,dyn,min}$ als Funktion des Rohrinneendurchmessers $d_i$

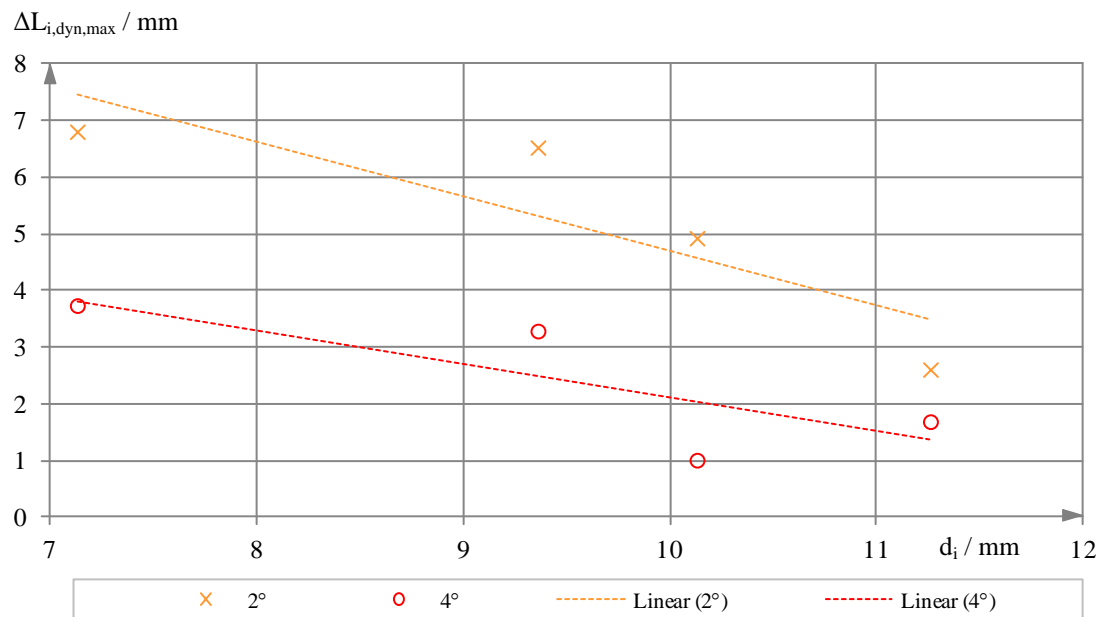


### Regressionsgleichungen

	$C_1$	$C_2$	$R^2$
Linear( $2^\circ$ )	27,865	194,85	0,9984
Linear( $4^\circ$ )	15,177	103,28	0,9893

$$L_{i,dyn,min} = C_1 \cdot d_i - C_2 \Big|_{\alpha=const}$$

### Maximaler Rückzug beim Abtropfen $\Delta L_{i,dyn,max}$ als Funktion des Rohrinnehdurchmessers $d_i$



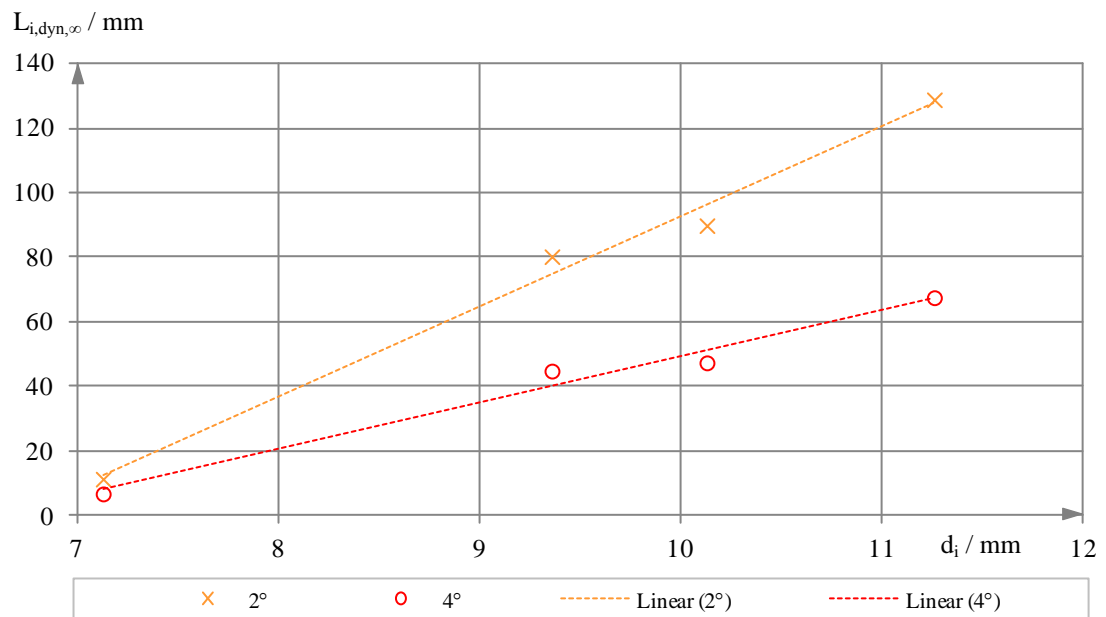
### Regressionsgleichungen

	$C_1$	$C_2$	$R^2$
Linear(2°)	-0,9562	-14,266	0,7492
Linear(4°)	-0,5940	-8,0478	0,6416

$$\Delta L_{i,dyn,max} = C_1 \cdot d_i - C_2 \Big|_{\alpha=const}$$



### Stationäre Grenzflächenlänge am Rohrende $L_{i,dyn,\infty}$ als Funktion des Innendurchmessers $d_i$



### Regressionsgleichungen

	$C_1$	$C_2$	$R^2$
Linear( $2^\circ$ )	27,891	186,46	0,9898
Linear( $4^\circ$ )	14,397	94,632	0,9801

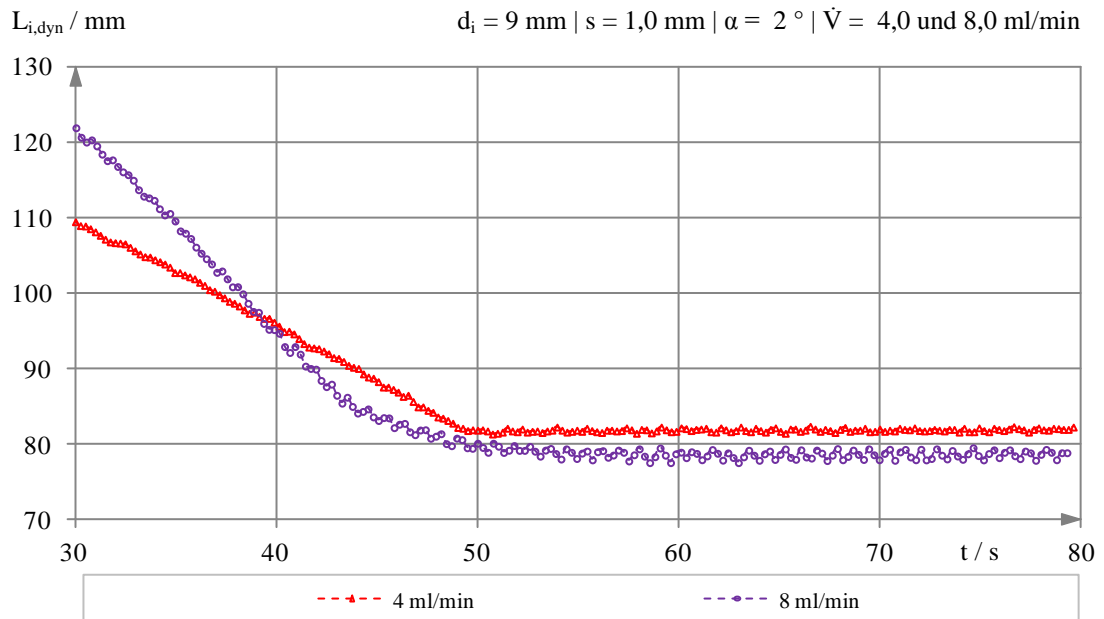
$$L_{i,dyn,\infty} = C_1 \cdot d_i - C_2 \Big|_{\alpha=const}$$

### A4.3-3 Dynamisches Grenzflächenverhalten an künstlichen Schweißnähten

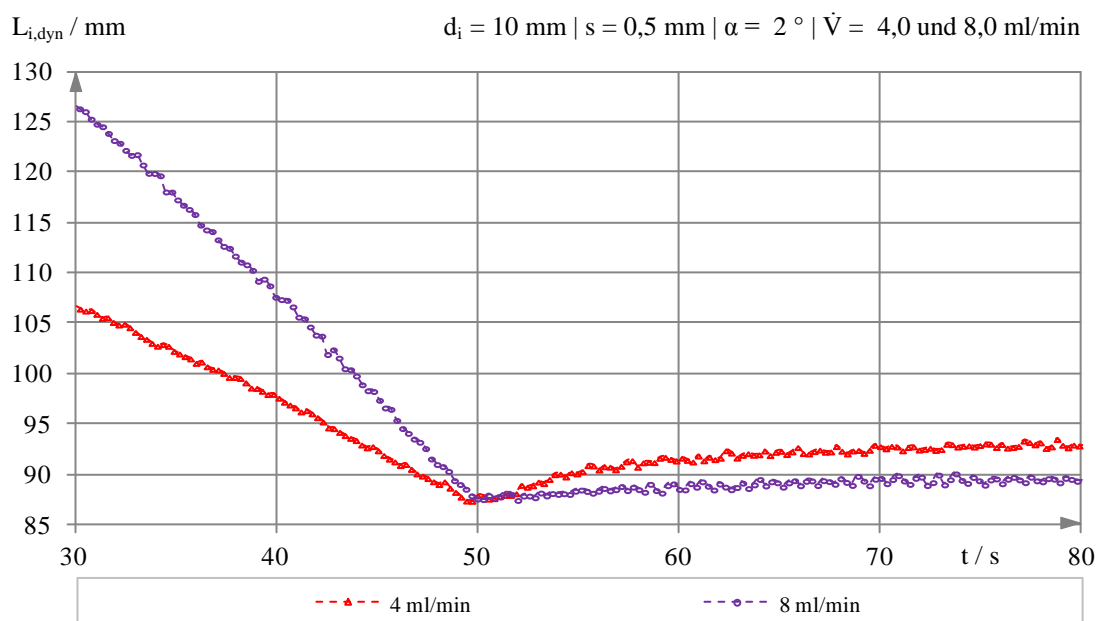
#### Aufbereitung der Videomessdaten

Analog A4.3-2.

#### Zeitlicher Verlauf der projizierten Grenzflächenlänge $L_{i,dyn}$ für $d_i = 9$ mm und $s = 1,0$ mm



#### Zeitlicher Verlauf der projizierten Grenzflächenlänge $L_{i,dyn}$ für $d_i = 10$ mm und $s = 0,5$ mm



## A5.1 Röntgen-Experimente an Wasser/Dampf bei SWR-Parametern

### A5.1-1 Komponenten des Versuchsstandes "Dünne Rohrleitung I"

Die vorliegende Tabelle zeigt zur Übersichtlichkeit nur die wichtigsten Eigenschaften der Versuchsstandskomponenten. Vollständige Datenblätter können bei Bedarf mithilfe der Bestellnummer vom Hersteller bezogen werden. Unberücksichtigt bleiben außerdem die eingesetzten Normteile (Flansche, Schrauben, Dichtungen, etc.) und Standardkomponenten (Fittings, Rohre, Teile des Basisgestelles).

	<b>Hersteller/Vertreiber Bestellnummer</b>	<b>Eigenschaften</b>
Absperrventile	Hy-Lok NV3H-12M-PK-S316	- Nadelventil mit Peek-Dichtung - Anschluss für 12 mm-Rohr mit Klemmring
Differenzdruck-Messumformer	Baumer GmbH FKCR33V5A-AAYY-CA	- Differenzdruck-Messbereich: $\pm 320$ mbar - Genauigkeit für $\Delta p > 0,1 \cdot FS$ : $\pm 0,1\%$ sowie für $\Delta p < 0,1 \cdot FS$ : $\pm (0,05 + 0,05 \cdot (0,1 \cdot FS / \Delta p)) \%$ - Ausgangssignal: 4...20 mA / HART - Prozessanschluss: 1/4"-18NPT - statischer Druck: bis 160 bar
Druck-Messumformer	Baumer GmbH CTX365B312	- Druck-Messbereich: 0...100 bar (relativ) - Genauigkeit: $\pm 1\%$ vom Messbereich - Ausgangssignal: 4...20 mA - Prozessanschluss: 1/2" NPT - statischer Druck: bis 200 bar
Einschraubheizkörper	Herbst Beheizungs-Technik 11257025-1	- Einschraubheizkörper G1 1/2", Edelstahl 1.4571 - 3 Rohrheizkörper mit $\varnothing 8,5$ mm aus 2.4858 - Heizleistung: 3000 W (230 V WS) - Tauchtiefe: 250 mm bei Einschraublänge 30 mm - Trockengehschutz mit Thermoelement (Typ J)
Heizungsregler	B+B Thermo-Technik GmbH N1100 HC	- PID-Regler mit Autotuning-Option - Genauigkeit: $\pm 1^\circ\text{C}$ (bei Thermoelement Typ K) - Messrate: 5/s - Analoger Ausgang: 0...20 mA oder 4...20 mA
Nullkammer-pegelgefäße	EHM Edelstahl GmbH	- nahtlose Rohre aus Edelstahl 1.4571 - Wanddicke: $1,5 \pm 0,2$ mm - Außendurchmesser: 8/10/12/14 $\pm 0,3$ mm
Sicherheitsventile	Niezgodka GmbH F042264 (10.2, BG I)	- federbelastet, mit zusätzlichem Anlüfthebel - Ansprechdruck: 80 bar (relativ) - für Dämpfe/Gase/Flüssigkeiten bis $400^\circ\text{C}$ - Massenstrom Sattedampf: 960 kg/h (bei 80 bar) - Prozessanschluss: G 1/2"
Thermoelemente	Tematec GmbH TE046- 312280110508042020002125	- Typ K (NiCr-Ni) mit Ausgleichsleitung - Schutzrohr aus Edelstahl (1.4571) - Genauigkeit: $\pm 1,5^\circ\text{C}$ (Toleranzklasse I) - Prozessanschluss: G 1/4", Einbaulänge 50 mm

(Fortsetzung)	<b>Hersteller/Vertreiber Bestellnummer</b>	<b>Eigenschaften</b>
Thyristorsteller für Heizungen	RS Elektroniksysteme GmbH Tyco-1Ph/SP 15	<ul style="list-style-type: none"> <li>- 1-phasig mit Schwingungspaketsteuerung</li> <li>- Eingangssignal Sollwert: 0...20 mA</li> <li>- maximaler Ausgangsstrom: 15 A</li> </ul>
USB-Modul	Spectra Computersysteme GmbH  USB-87P4-G-CR  I-87017RCW-G-CR  I-87018W-G-CR	<ul style="list-style-type: none"> <li>- 4 Slot E/A-Gehäuse mit USB-Schnittstelle</li> <li>- automatische Speicherung der Modulparameter</li> <li>- Analogeingangsmodul</li> <li>- 8 differentielle, analoge Eingänge</li> <li>- Auflösung: 16 bit (bei 10Hz Abtastrate)</li> <li>- Genauigkeit: <math>\pm 0,1\%</math> vom Messbereich (16 bit)</li> <li>- Thermoelementmodul</li> <li>- 8 differentielle, analoge Eingänge</li> <li>- Auflösung: 16 bit (bei 10Hz Abtastrate)</li> <li>- Genauigkeit: <math>\pm 0,1\%</math> vom Messbereich (16 bit)</li> </ul>
Ventilblöcke	Parker Hannifin Ltd. 2 Wege: HLS2HVSDLH 5 Wege: HDS5M	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Prozessanschlüsse: 1/2" NPT</li> <li>- metallisch dichtend über Spindel</li> </ul>
Zahnstangen- winde	Haacon Hebeteknik GmbH 1524.0,5	<ul style="list-style-type: none"> <li>- zulässige Last: 500 kg</li> <li>- Hub 530 mm (pro Kurbelumdrehung 9,4 mm)</li> </ul>

## A5.1-2 Machbarkeitsstudie zur röntgenradiografischen Untersuchung von Gas/Liquid-Phasengrenzflächen in NKPG

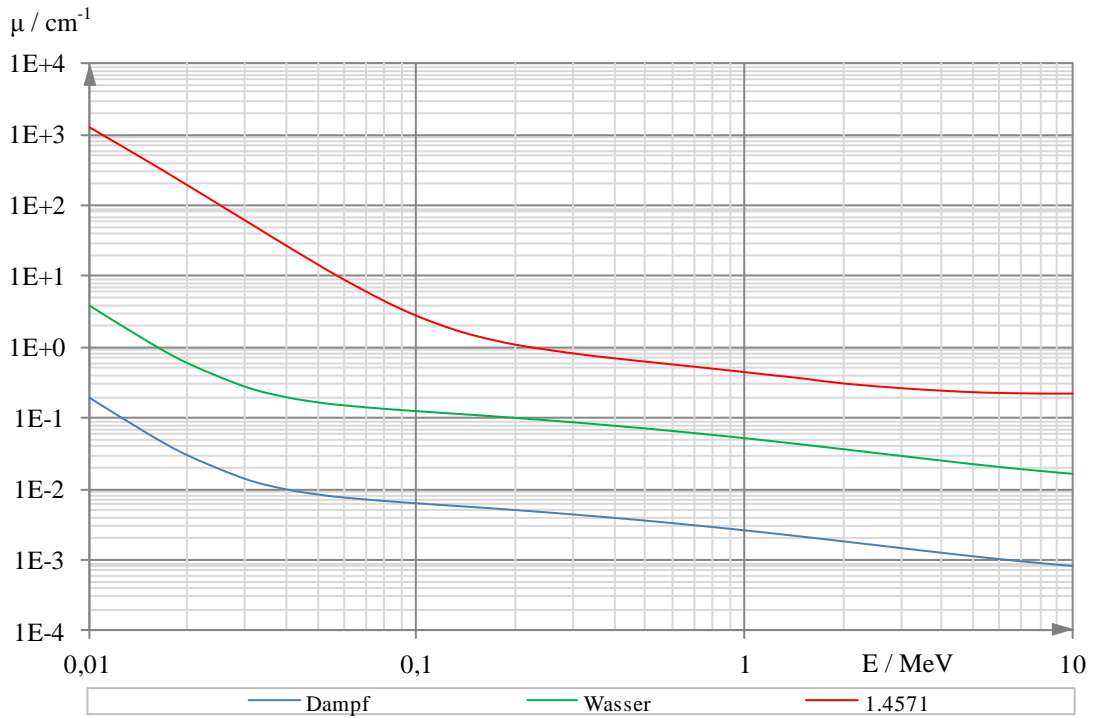
### Rechnerischer Nachweis:

Schwächungskoeffizienten für den korrosionsfreien Stahl 1.4571 (X6CrNiMoTi17-12-2)

Die Berechnung erfolgt mit den in DIN EN 10216-5 aufgeführten Massenanteilen. Da diese in gewissen Grenzen variieren können, wird der jeweilige Mittelwert verwendet. Die Schwächungskoeffizienten der Elemente mit weniger als 5 % Massenanteil<sup>52</sup> bleiben im Sinne einer Näherungsrechnung unberücksichtigt. Die Daten entstammen [Hub89]. Der absolute Schwächungskoeffizient wurde mit der Dichte von 1.4571 bei 286 °C berechnet.

E [MeV]	$(\mu/\rho)_i$ [cm <sup>2</sup> /g]			$(\mu/\rho)$ [cm <sup>2</sup> /g]	$\mu$ [cm <sup>-1</sup> ] bei 286 °C
	Cr (17,5 %)	Ni (12 %)	Fe (66,3 %)		
0,01	138,6000	209,0000	170,6000	162,4982	1282,5898
0,015	45,7100	70,8100	57,0800	54,3590	429,0527
0,02	20,3800	32,2000	25,6800	24,4647	193,0986
0,03	6,4340	10,3400	8,1760	7,7901	61,4869
0,04	2,8560	4,6000	3,6290	3,4590	27,3017
0,05	1,5500	2,4740	1,9580	1,8669	14,7353
0,06	0,9639	1,5120	1,2050	1,1494	9,0722
0,08	0,4905	0,7306	0,5952	0,5683	4,4856
0,1	0,3166	0,4440	0,3717	0,3552	2,8036
0,125	0,2230	0,2920	0,2530	0,2419	1,9093
0,15	0,1788	0,2208	0,1964	0,1881	1,4847
0,2	0,1378	0,1582	0,1460	0,1399	1,1042
0,3	0,1067	0,1154	0,1099	0,1054	0,8319
0,4	0,0921	0,0977	0,0940	0,0902	0,7119
0,5	0,0828	0,0870	0,0841	0,0807	0,6370
0,6	0,0760	0,0794	0,0770	0,0739	0,5833
0,8	0,0662	0,0689	0,0670	0,0643	0,5075
1	0,0593	0,0616	0,0600	0,0575	0,4538
1,25	0,0530	0,0549	0,0535	0,0513	0,4049
1,5	0,0483	0,0502	0,0488	0,0469	0,3702
2	0,0421	0,0439	0,0427	0,0398	0,3141
3	0,0356	0,0375	0,0362	0,0342	0,2699
4	0,0324	0,0344	0,0331	0,0315	0,2486
5	0,0306	0,0329	0,0315	0,0300	0,2368
6	0,0296	0,0321	0,0306	0,0293	0,2313
8	0,0287	0,0316	0,0299	0,0287	0,2265
10	0,0286	0,0319	0,0299	0,0287	0,2265

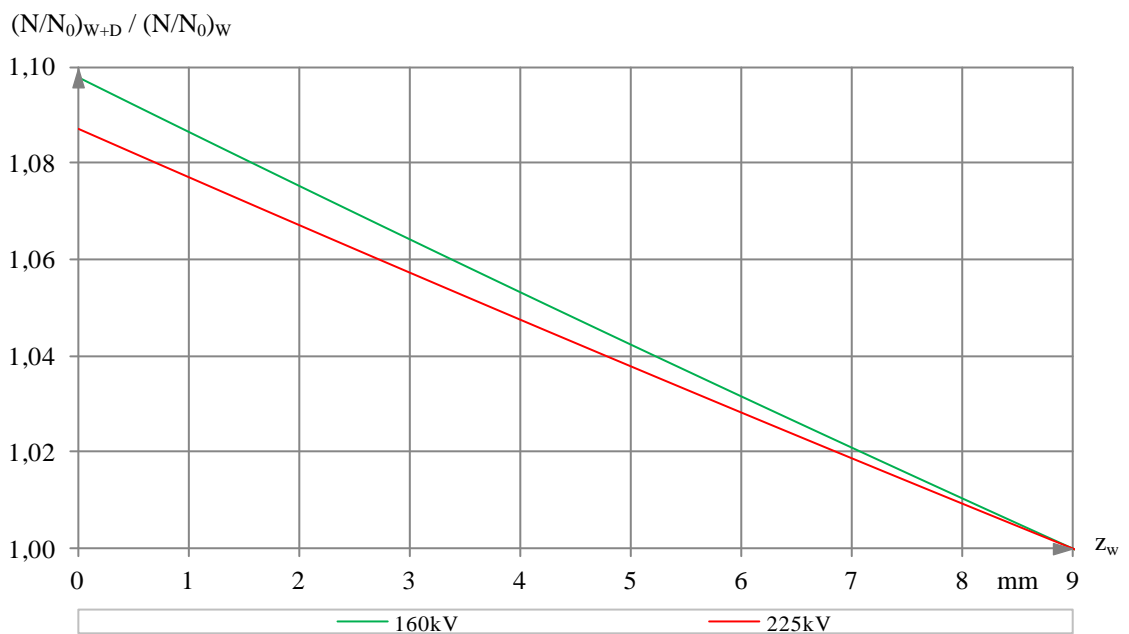
<sup>52</sup> C (0,04 %), Si (0,5 %), Mn (1 %), P (0,02 %), S (0,0075 %), Ti (0,35 %) und Mo (2,25 %)



**Berechnung der verbleibenden Strahlung als Funktion der Füllung des Rohres mit Wasser**

<b>T = 286 °C</b> <b>d<sub>i</sub> = 9 mm</b>	<b>E [keV]</b>		
	160	225	
$\mu_W$ [mm <sup>-1</sup> ]	1,0928e-02	9,7898e-03	[Hub89]
$\mu_D$ [mm <sup>-1</sup> ]	5,4139e-04	4,8498e-04	

$$\frac{(N/N_0)_{W+D}}{(N/N_0)_W} = \frac{e^{-\mu_W \cdot z_W - \mu_D \cdot (d_i - z_W)}}{e^{-\mu_W \cdot d_i}}$$

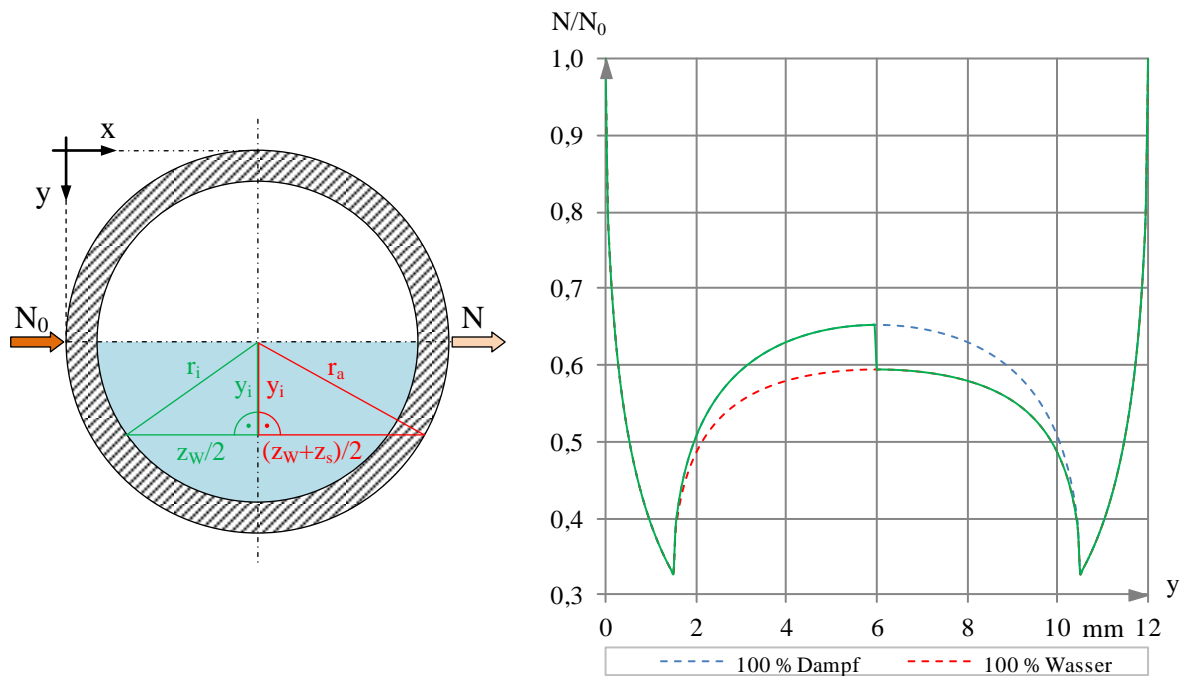


### Berechnung der verbleibenden Strahlung bei seitlicher Durchstrahlung eines Rohres

$d_a$ [mm]	12	$\mu_w$ [ $\text{mm}^{-1}$ ]	1,0928e-02	[Hub89]
$d_i$ [mm]	9	$\mu_D$ [ $\text{mm}^{-1}$ ]	5,4139e-04	
$T$ [ $^{\circ}\text{C}$ ]	286	$\mu_s$ [ $\text{mm}^{-1}$ ]	1,4086e-01	
$E$ [keV]	160			

$$\frac{N}{N_0} = e^{-\mu_w \cdot z_w - \mu_D \cdot z_D - \mu_s \cdot z_s}$$

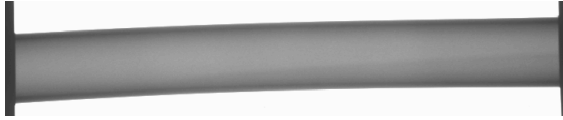
Die Längen  $z_w$ ,  $z_D$  und  $z_s$  folgen für die Laufkoordinate  $y$  aus dem Satz von Pythagoras. Die Berechnung erfolgt – unter der Voraussetzung, dass der Koordinatenursprung im Mittelpunkt des Rohres liegt – mithilfe des bekannten Innen- und Außenradius. Es ist zu beachten, dass diese Anpassung nur für die Ermittlung der Koordinaten verwendet wurde. Für alle anderen Fälle liegt der Ursprung wie dargestellt an den Außenkanten des Rohres.



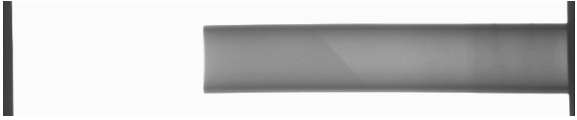
## Experimenteller Nachweis

### Rohbilder der Referenzexperimente

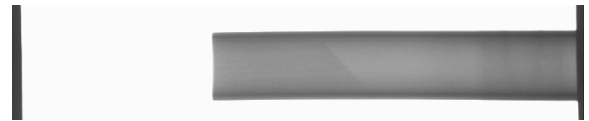
$d_i = 13 \text{ mm}$ ; Probekörper  $3^\circ$



$d_i = 13 \text{ mm}$ ; Probekörper  $45^\circ$



$d_i = 13 \text{ mm}$ ; Probekörper  $45^\circ$ , gekrümmt



$d_i = 5 \text{ mm}$ ; Probekörper  $3^\circ$

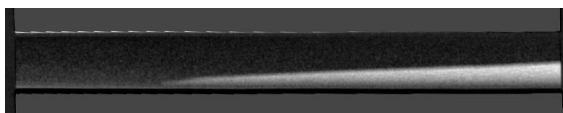


$d_i = 5 \text{ mm}$ ; Probekörper  $45^\circ$

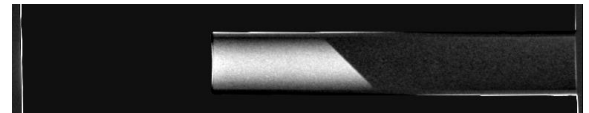


### Entzerrte Subtraktionsbilder der Referenzexperimente

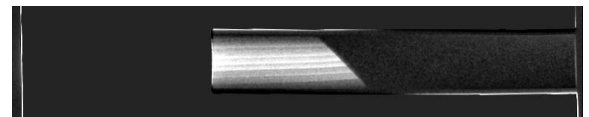
$d_i = 13 \text{ mm}$ ; Probekörper  $3^\circ$



$d_i = 13 \text{ mm}$ ; Probekörper  $45^\circ$



$d_i = 13 \text{ mm}$ ; Probekörper  $45^\circ$ , gekrümmt



$d_i = 5 \text{ mm}$ ; Probekörper  $3^\circ$



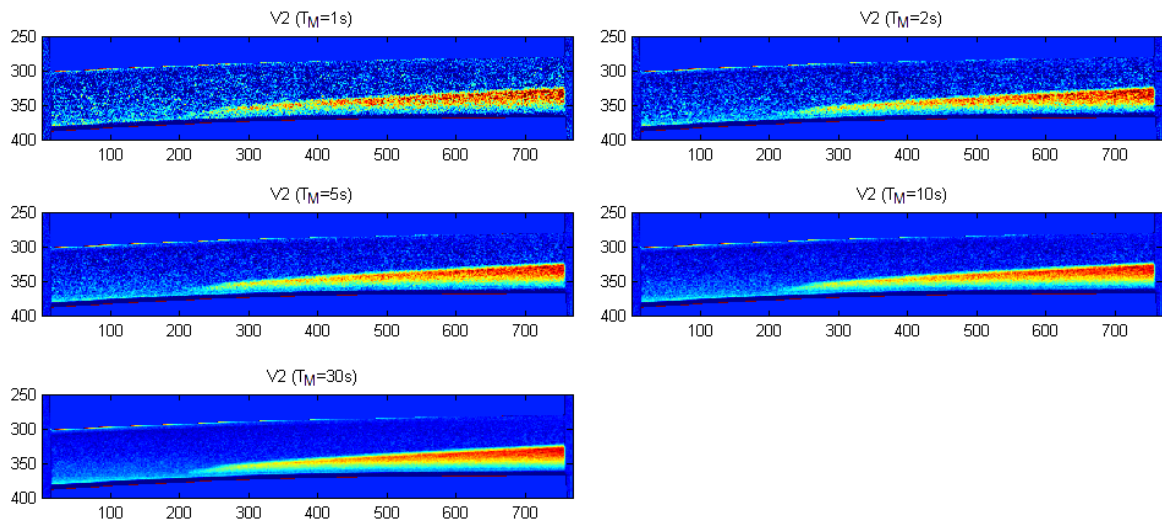
$d_i = 5 \text{ mm}$ ; Probekörper  $45^\circ$





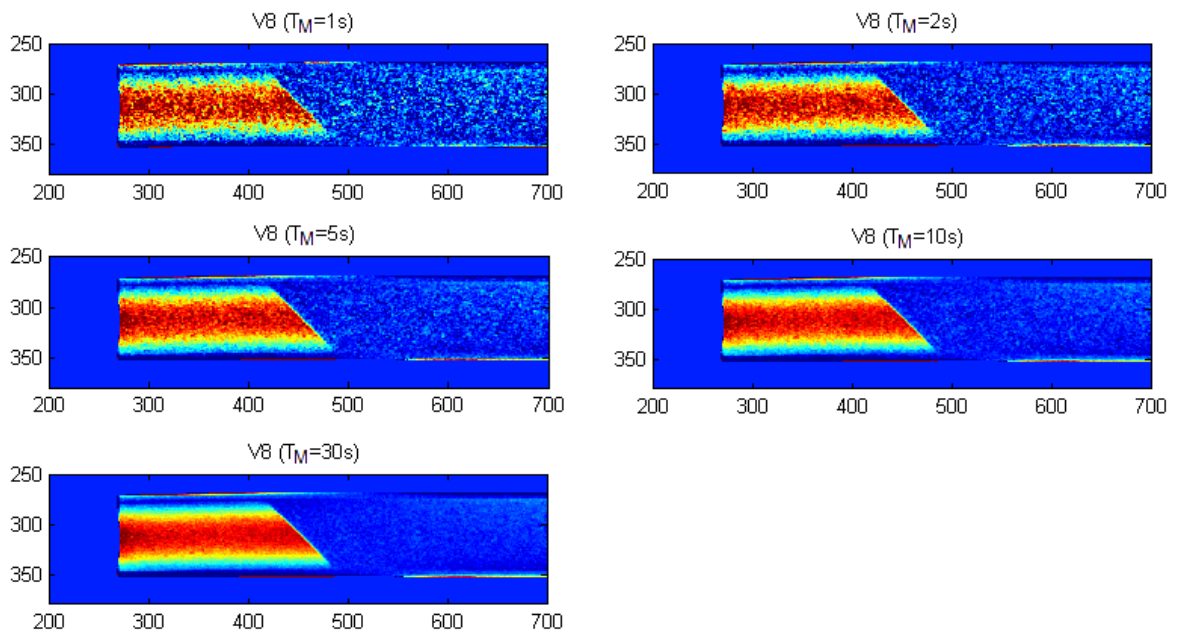
### Bewertung der erreichbaren Zeit- und Ortsauflösung

$d_i = 13 \text{ mm}$ ; Probekörper  $3^\circ$



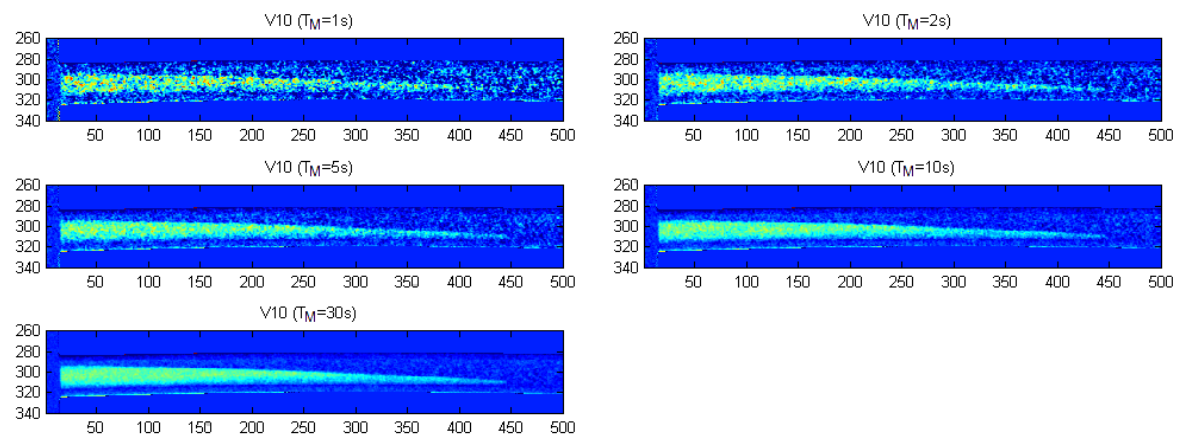
Maximales SNR (für  $T_M = 30 \text{ s}$ ): 8,8

$d_i = 13 \text{ mm}$ ; Probekörper  $45^\circ$



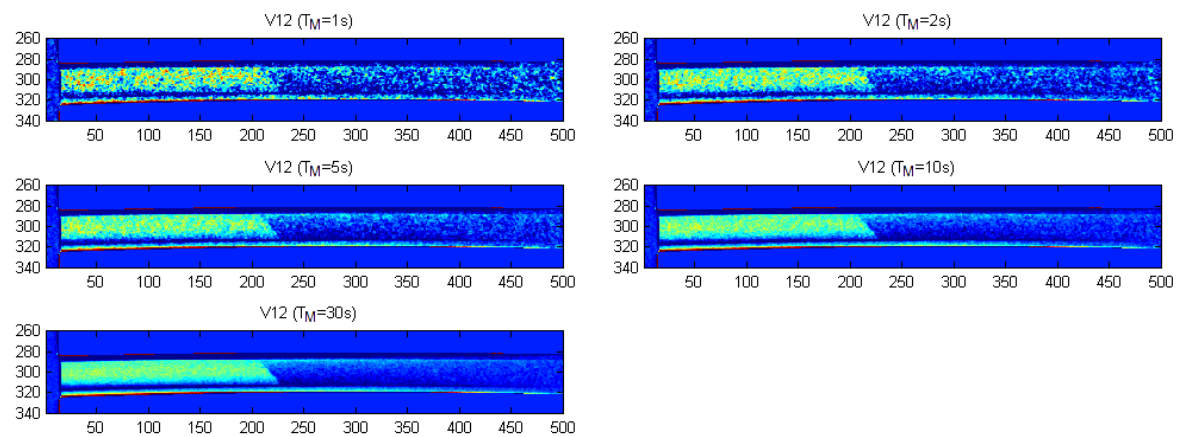
Maximales SNR (für  $T_M = 30 \text{ s}$ ): 9,0

$d_i = 5 \text{ mm}$ ; Probekörper  $3^\circ$



Maximales SNR (für  $T_M = 30 \text{ s}$ ): 4,2

$d_i = 13 \text{ mm}$ ; Probekörper  $45^\circ$



Maximales SNR (für  $T_M = 30 \text{ s}$ ): 4,8

### Vorgehensweise zur Auswertung der Messdaten am Beispiel $d_i = 13$ mm; Probekörper $3^\circ$

#### (a) Darstellung der Differenzbilder und des Signal-Rausch-Abstandes (SNR)

Die Datenauswertung erfolgt im einfachsten Fall ohne eine Korrektur der geometrischen Verzerrungen. Hierfür ist in Matlab der folgende beispielhafte Quellcode auszuführen:

```
% Einlesen der Versuchsdaten aus 'Vers16.mat' (16 Bit Integer Format)
load Vers16

% Vers16{id}.avg ... Bilddaten, gemittelt über T_M = 30 s
% Vers16{id}.var ... Varianz (s^2) Pixelsignal für T_M = 1 s

% V2: Rohr di = 13 mm, Probekörper 3° bei seitlicher Durchstrahlung (Referenzbild des Leerrohres: V4)
% Berechnung der mittleren Helligkeit des Mess- und des Referenzbildes
% Hierfür ausgewählter Bereich: Rechteck im mit Gas gefüllten Abschnitt des Rohres
wndi = 315:360;
wndj = 50:150;
for i = [2,4]
    I{i} = mean(mean( Vers16{i}.avg(wndi,wndj) ));
end

% Berechnung des Subtraktionsbildes von Referenzbild und helligkeitsskaliertem Messbild
% Skalierungsfaktor: Verhältnis der mittleren Helligkeit von Referenzbild und Messbild
for i = 2
    d{i} = -(1/I{i})*I{4}*Vers16{i}.avg - Vers16{4}.avg);
end

% Grafische Darstellung des Differenzbildes einschließlich Anpassung der Achsenskalierung
figure(1);
clf;
spt = 1;
for i = 2
    subplot(2,1,spt); spt = spt+1;
    colormap gray;
    imagesc(d{i},[-50 300]); daspect([1 1 1]);
    ylim([250 400]);
    title(sprintf('V%d',i));
end

% Berechnung des maximalen SNR (Signal-Rausch-Abstand) für T_M = 30 s nach Helligkeitsskalierung
% Auswahl: Rechteck mit höchster Helligkeit (Vollholz), identischer Bereich im Referenzbild (Leerrohr)
wndBi = 330:340;
wndBj = 700:750;
I1 = mean(mean( 1/I{2}*I{4}*Vers16{2}.avg( wndBi,wndBj) ));
I0 = mean(mean( 1/I{4}*I{4}*Vers16{4}.avg( wndBi,wndBj) ));

% mittlere Varianz der Helligkeitswerte aus identischem Bildausschnitt der Leerrohrmessung
s2 = mean(mean( Vers16{4}.var( wndBi,wndBj) ));
% Berechnung des maximalen SNR aus dem Helligkeitsunterschied Vollholz-Leerrohr (für T_M = 30 s)
% und der Standardabweichung der Leerrohr-Messung (für T_M = 1 s)
SNRmax = abs(I1-I0)/sqrt(s2);
```

% Einzeichnen des Rechteckes und Ausgabe des SNR

```
recti = [wndBi(1) wndBi(end) wndBi(end) wndBi(1) wndBi(1)];
```

```
rectj = [wndBj(1) wndBj(1) wndBj(end) wndBj(end) wndBj(1)];
```

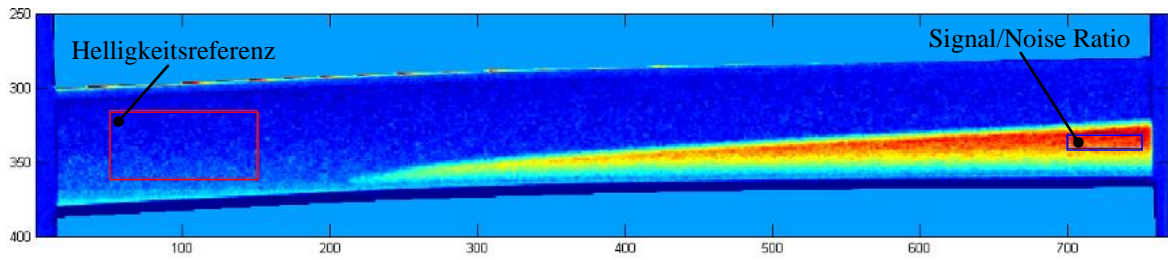
```
hold on;
```

```
plot(rectj,recti,'-b');
```

```
hold off;
```

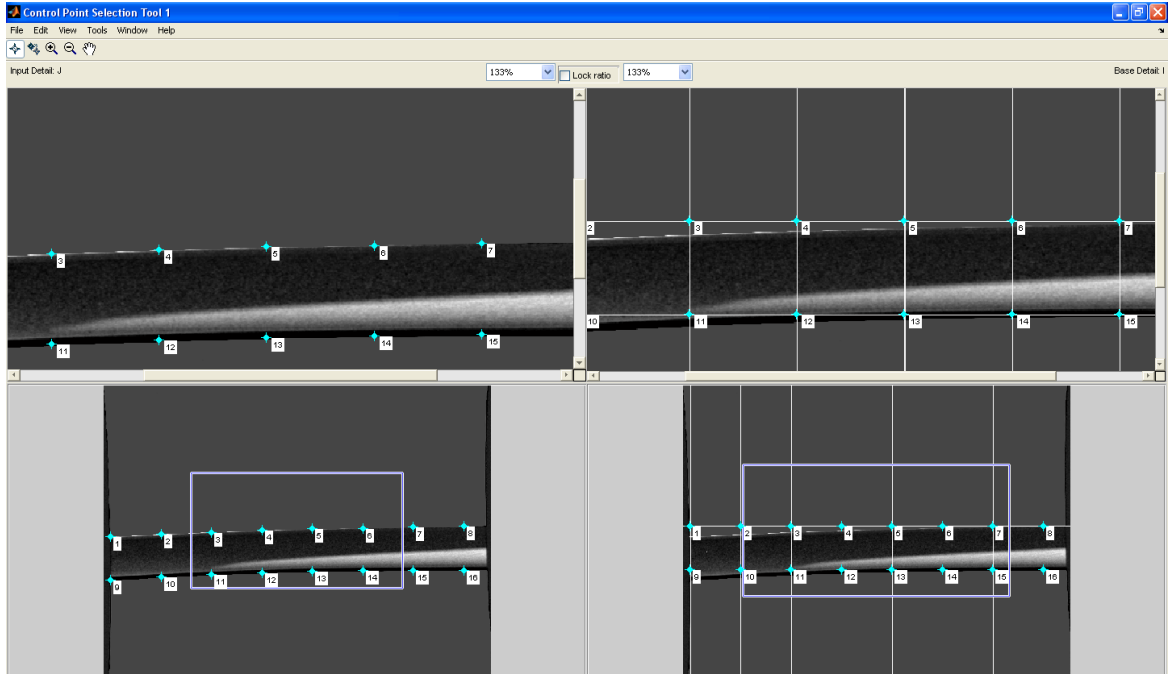
```
fprintf(1,'\nDas SNR Vollholz zu Leerrohr für die \nKonfiguration Versuch 2 mit 160 kV \n beträgt bei  
T_M = 1 s: SNR_V2,max = %.1f\n',SNRmax);
```

```
fprintf(1,'\nDas SNR skaliert mit sqrt(T),\nd.h. SNR(2T) = 1.41*SNR(T).\n');
```



### (b) Geometrische Entzerrung der Differenzbilder

Voraussetzung für die geometrische Entzerrung ist die Bestimmung von Control Points (Matlab Control Point Selection Tool). Diese werden aus dem verzerrten Originalbild abgelesen und auf zwei parallele, am Ende der Rohre ausgerichtete Linien projiziert.



Anschließend ist in Matlab der folgende beispielhafte Quelltext auszuführen:

**% Löschen des Bildschirms und der Zwischenablage**

```
clc;
clear all;
```

**% Lineare, räumliche Transformation mit zuvor bestimmten Control Points**

**% base\_points: Daten entlang ungekrümmter Linien; input\_points: Daten aus der Einzelaufnahme**

```
base_points = [15 279; 115 279; 215 279; 315 279; 415 279; 515 279; 615 279; 715 279; 15 366; 115 366;
215 366; 315 366; 415 366; 515 366; 615 366; 715 366];
input_points = [15 300; 115 296; 215 292; 315 288; 415 285; 515 284; 615 282; 715 280; 15 387; 115 381;
215 376; 315 372; 415 370; 515 368; 615 367; 715 367];
I=imread('2.tif');
J=imread('2_raw.tif');
I=rgb2gray(I);
J=rgb2gray(J);
cpselect(J,I,input_points,base_points);
TFORM = cp2tform(input_points, base_points, 'piecewise linear');
[J_trf,x_trf,y_trf]=imtransform(J,TFORM);
```

```
imwrite(J_trf,'2_corr.tif');
```

### Berechnung des Fehlers zwischen dem realen System und dem Modell

Reales System T = 286 °C, p = 70 bar			Modell T = 20 ± 2 °C, p = 32 ± 1 bar			
Stoff	ρ [kg/m³]	μ [m <sup>-1</sup> ]	Stoff	ρ [kg/m³]	μ [m <sup>-1</sup> ]	Δμ <sub>max</sub>
Wasser	739,4	10,928	Holz <sup>53</sup>	740,0 ± 40,0	10,382 ± 0,561	10,1 %
Dampf	36,6	0,541	Stickstoff	37,0 ± 1,2	0,491 ± 0,016	12,3 %
1.4571	7892,9	140,858	1.4571	8000,0 ± 0,8	142,768 ± 0,014	1,4 %

Als vergleichende Kenngröße dient der am Detektor verbleibende Strahlungsanteil  $N/N_0$ . Der Einfluss des Stahles kann in guter Näherung vernachlässigt werden, da die Werte eine große Übereinstimmung zeigen und sich somit gegenseitig aufheben würden.

$$\frac{N}{N_0} = e^{-\mu_w \cdot z_w - \mu_D \cdot z_D}$$

Als mögliche Varianten sollen die Nennwerte und die Grenzwerte ihres Toleranzbereiches betrachtet werden. Untersucht werden drei Füllgrade des Rohres mit  $z_w = \{0; d_i/2; d_i\}$ .

$z_w = 0$ $z_D = d_i$	Reales System			Modell			
$d_i$ [mm]	μ <sub>w</sub> [m <sup>-1</sup> ]	μ <sub>D</sub> [m <sup>-1</sup> ]	N/N <sub>0</sub>	μ <sub>w</sub> [m <sup>-1</sup> ]	μ <sub>D</sub> [m <sup>-1</sup> ]	N/N <sub>0</sub>	Δ(N/N <sub>0</sub> ) [%]
5	10,928	0,541	0,9973	9,821	0,475	0,9976	0,03
	10,928	0,541	0,9973	10,382	0,491	0,9975	0,02
	10,928	0,541	0,9973	10,943	0,507	0,9975	0,02
13	10,928	0,541	0,9930	9,821	0,475	0,9938	0,08
	10,928	0,541	0,9930	10,382	0,491	0,9936	0,06
	10,928	0,541	0,9930	10,943	0,507	0,9934	0,04

$z_w = d_i/2$ $z_D = d_i/2$	Reales System			Modell			
$d_i$ [mm]	μ <sub>w</sub> [m <sup>-1</sup> ]	μ <sub>D</sub> [m <sup>-1</sup> ]	N/N <sub>0</sub>	μ <sub>w</sub> [m <sup>-1</sup> ]	μ <sub>D</sub> [m <sup>-1</sup> ]	N/N <sub>0</sub>	Δ(N/N <sub>0</sub> ) [%]
5	10,928	0,541	0,9717	9,821	0,475	0,9746	0,30
	10,928	0,541	0,9717	10,382	0,491	0,9732	0,15
	10,928	0,541	0,9717	10,943	0,507	0,9718	0,01
13	10,928	0,541	0,9282	9,821	0,475	0,9353	0,76
	10,928	0,541	0,9282	10,382	0,491	0,9318	0,39
	10,928	0,541	0,9282	10,943	0,507	0,9283	0,01

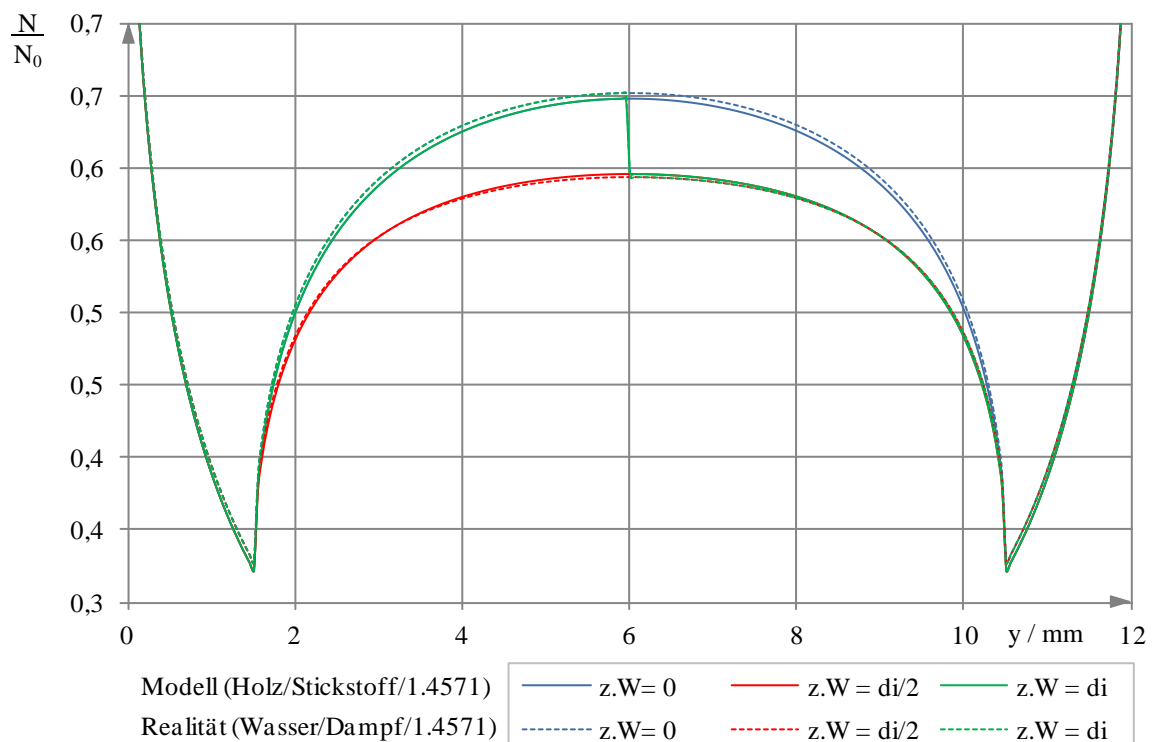
<sup>53</sup> Berechnet nach [Hub89] und Gleichung (5-4) mit  $\xi_C = 0,5$ ;  $\xi_O = 0,43$ ;  $\xi_H = 0,06$ ;  $\xi_S = 0,01$

$z_W = d_i$ $z_D = 0$	Reales System			Modell			
$d_i$ [mm]	$\mu_W$ [m <sup>-1</sup> ]	$\mu_D$ [m <sup>-1</sup> ]	$N/N_0$	$\mu_W$ [m <sup>-1</sup> ]	$\mu_D$ [m <sup>-1</sup> ]	$N/N_0$	$\Delta(N/N_0)$ [%]
5	10,928	0,541	0,9468	9,821	0,475	0,9521	0,56
	10,928	0,541	0,9468	10,382	0,491	0,9494	0,27
	10,928	0,541	0,9468	10,943	0,507	0,9468	0,00
13	10,928	0,541	0,8676	9,821	0,475	0,8801	1,44
	10,928	0,541	0,8676	10,382	0,491	0,8737	0,70
	10,928	0,541	0,8676	10,943	0,507	0,8674	0,02

Der Modellfehler wächst mit dem Innendurchmesser  $d_i$  der Rohrleitung sowie mit der Höhe des Wassers  $z_W$ .

Abschließend wird die normierte Schwächung des Modells für den Worst Case mit der des realen Systems verglichen. Die Berechnung erfolgt für die oben genannten Füllgrade des Rohres ( $d_a = 12$  mm,  $d_i = 9$  mm) unter der Annahme  $\mu = \text{const.}$  bei 160 kV. Dargestellt wird der wesentlichste Diagrammausschnitt, welcher die Phasengrenzfläche beinhaltet. Die Schwächungskoeffizienten des Modells im Worst Case lauten wie folgt:

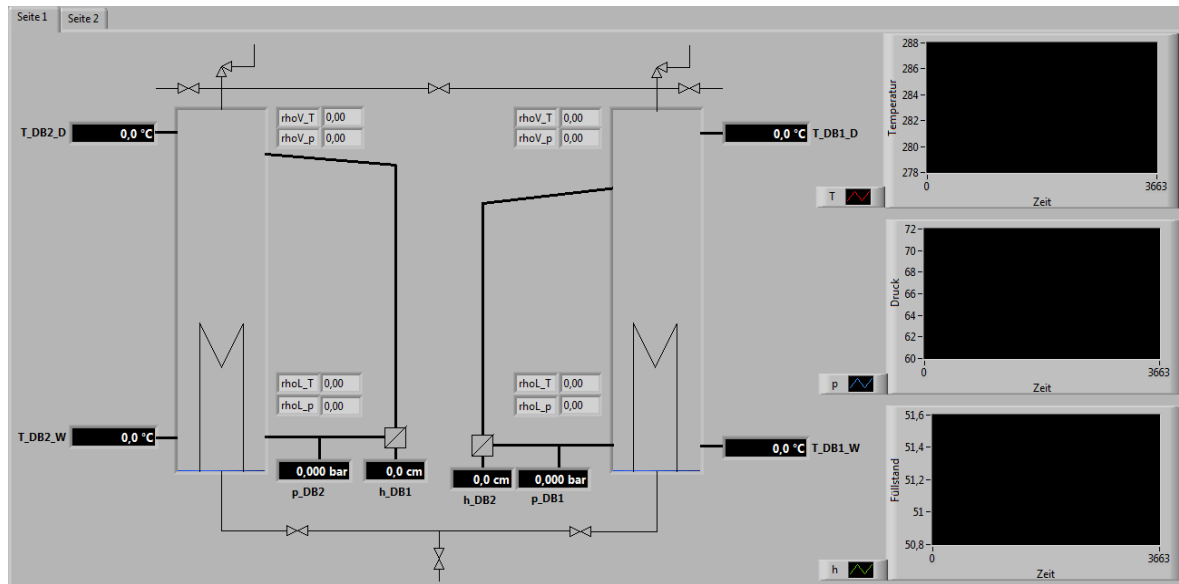
- Holz:  $\mu_L = (10,382 - 0,561) \text{ m}^{-1} = 9,821 \text{ m}^{-1}$  (größte Abweichung zur Realität)
- Stickstoff:  $\mu_G = (0,491 + 0,016) \text{ m}^{-1} = 0,507 \text{ m}^{-1}$  (schlechtestes Kontrastverhältnis)
- 1.4571:  $\mu_S = (142,768 + 0,014) \text{ m}^{-1} = 142,782 \text{ m}^{-1}$  (stärkste Strahlenschwächung)



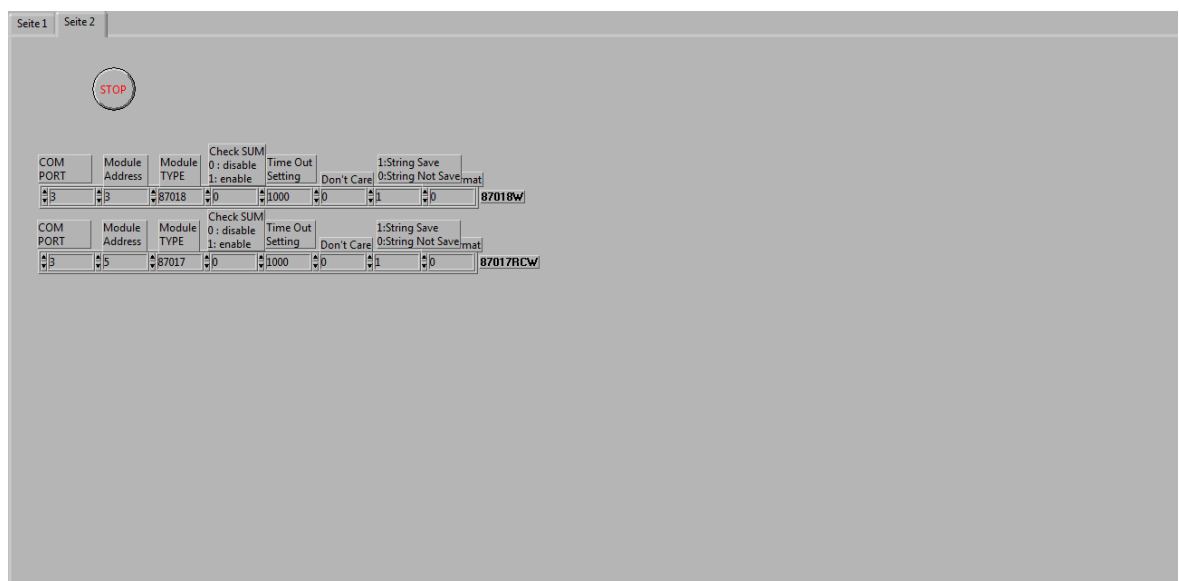
### A5.1-3 LabView Programm zur Durchführung der röntgenradiografischen Versuche an Gas/Liquid-Phasengrenzflächen in NKPG

#### Frontpanels

Die Interaktion mit dem Bediener erfolgt über eine grafische Benutzeroberfläche. Diese zeigt die aktuellen Werte aller Messgrößen sowie die zeitlichen Verläufe der Temperatur, des Druckes und des Füllstandes für den Druckbehälter mit dem Untersuchungsobjekt.



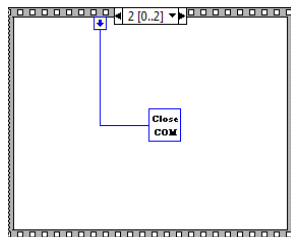
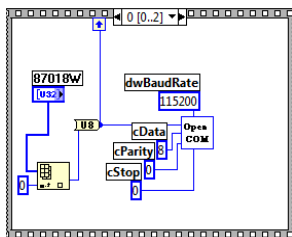
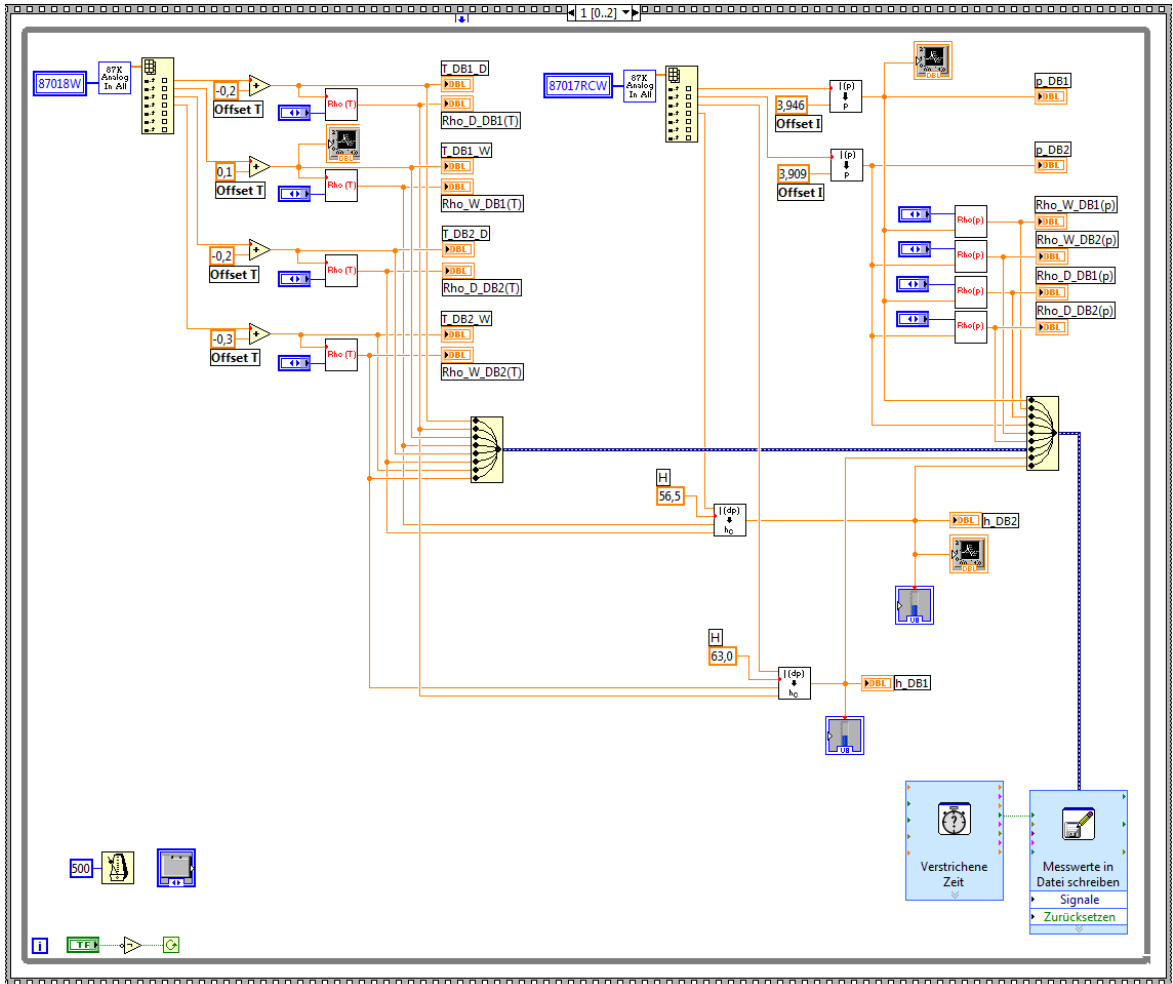
Das Auslesen der Signale aus dem USB-Modul erfolgt durch die separate Ansteuerung der beiden Messmodule (Thermoelement- und Analogeingangsmodule).





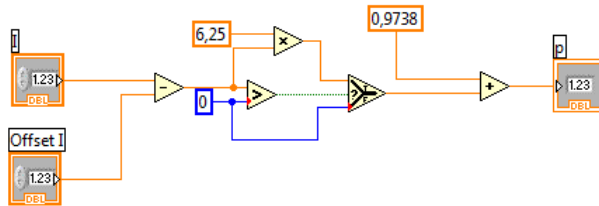
### Blockdiagramme

Das Frontpanel ist mit dem nachfolgenden Blockdiagramm verknüpft. Dieses erfüllt die Funktionen der Signalverarbeitung, Datenausgabe und Datenspeicherung.

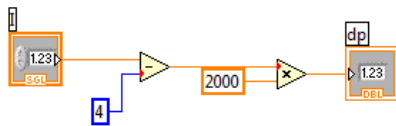


Die Umwandlung der Stromsignale in die jeweilige physikalische Größe erfolgt nach einer Offset-Kompensation anhand von linearen Funktionen, welche auf dem Signal- und dem Messbereich basieren. Diese sind als Unterfunktion (SubVI) implementiert. Aufgrund des eingesetzten Thermoelement-Modules ist für die Temperaturen nur eine Subtraktion der Offsets erforderlich. Die Verarbeitung der Thermospannungen erfolgt intern im Modul.

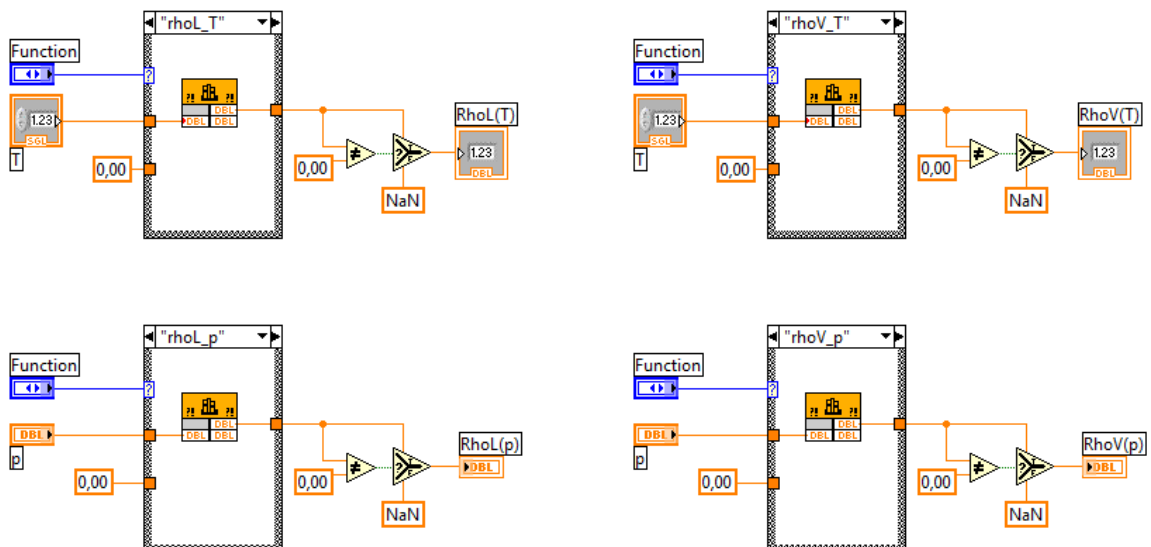
- SubVI "I(p) ► p" zur Umwandlung der Absolutdruck-Messsignale



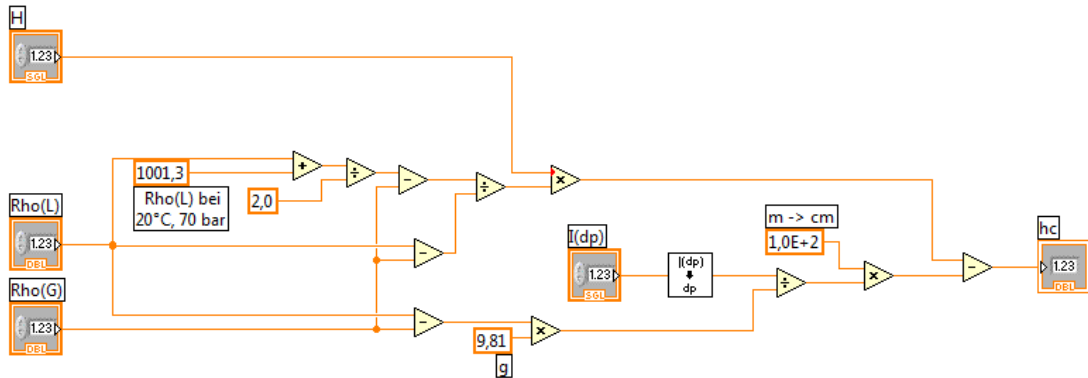
- SubVI "I(dp) ► dp" zur Umwandlung der Differenzdruck-Messsignale



Die Berechnung der Dichte erfolgt durch die externe Stoffwertbibliothek "X Steam", welche auf der "International Association for Properties of Water and Steam Industrial Formulation 1997" (IAPWS-IF97) basiert. Da sich der Arbeitspunkt der Experimente auf der Sättigungsdampfdruckkurve befindet, ist die Angabe der Temperatur oder des Druckes ausreichend. Während die aus der Temperatur berechnete Dichte als Bezugsgröße für alle Berechnungen dient, wird der aus dem Druck ermittelte Wert zur Beurteilung des Gleichgewichtszustandes genutzt.



Die Berechnung des Behälterfüllstandes erfolgt nach Gleichung (1-2) mit den Dichten, der bekannten Referenzhöhe und dem gemessenen Differenzdrucksignal. Für das NKPG wird die Dichte von Wasser zwischen  $\rho_L$  ( $p = 70 \text{ bar}$ ,  $T = 20 \text{ °C}$ ) und  $\rho_L(T)$  gemittelt. Hierbei bezieht sich  $T$  auf die aktuelle Temperatur in der Versuchsanlage, wobei gemäß der zuvor beschriebenen Stoffwertbibliothek ein Arbeitspunkt auf der Sättigungsdampfdruckkurve vorausgesetzt wird.



#### A5.1-4 Ausgewählte Daten der röntgenradiografischen Experimente an Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen bei SWR-Parametern

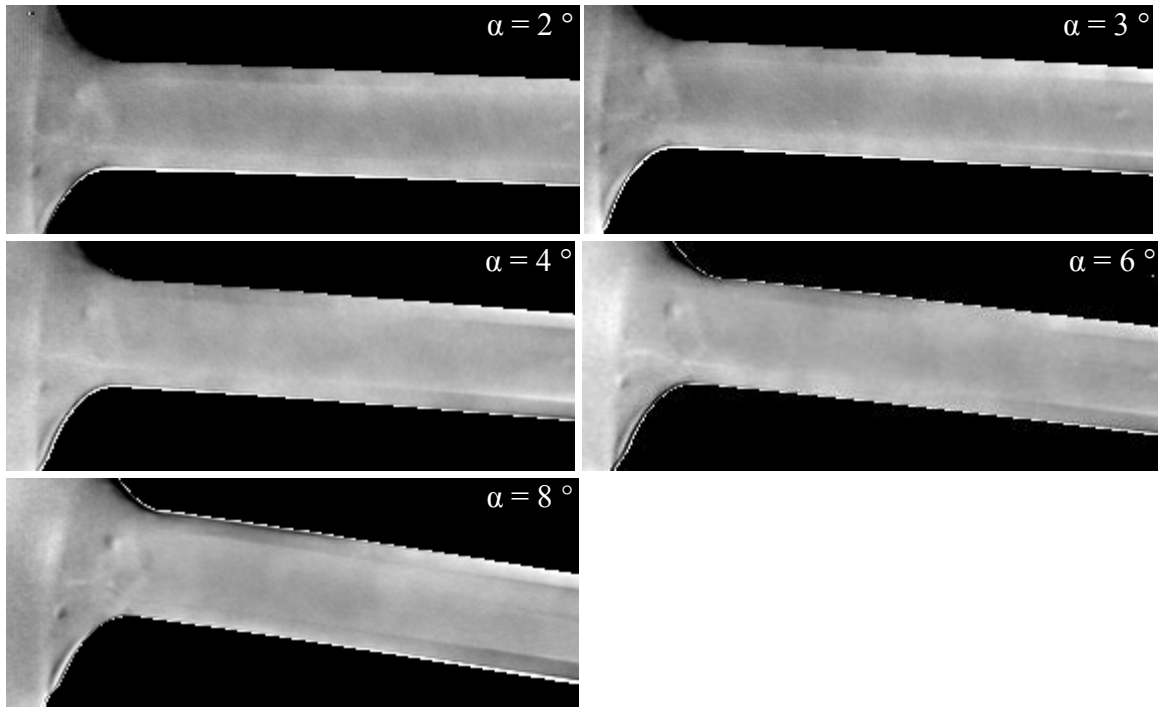
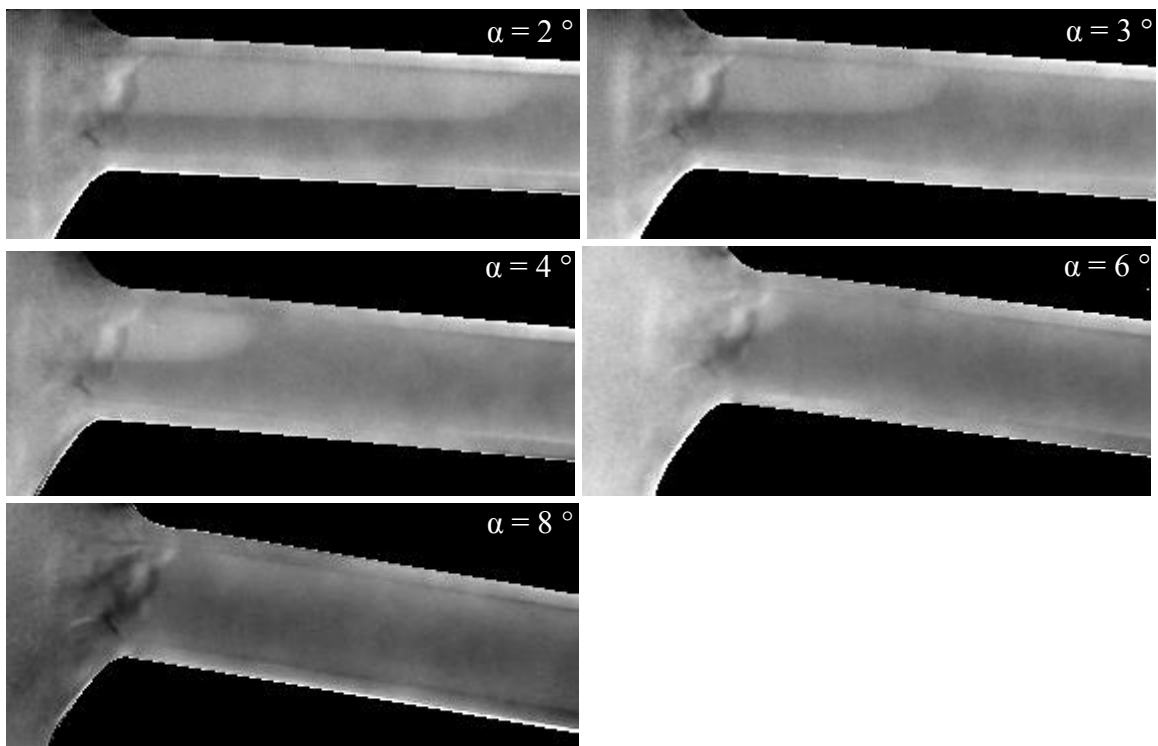
Die Kennzeichnung der Röntgen-Experimente zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei idealer Geometrie und störungsfreier Prozessführung erfolgt durch die nachfolgende Tabelle. Zur Unterscheidung der Kennbuchstaben und Kennziffern dient ein Trennstrich.

	Bedeutung	Wert
1. + 2. Kennbuchstabe	Art der Messung	rs...Röntgenmessung (r) bei stationärer Prozessführung (s)
3. Kennbuchstabe	Fluidpaar	W...Wasser/Dampf
1. Kennziffer	Rohrinnendurchmesser	$d_i$ in mm
2. Kennziffer	Neigungswinkel	$\alpha$ in $^\circ$

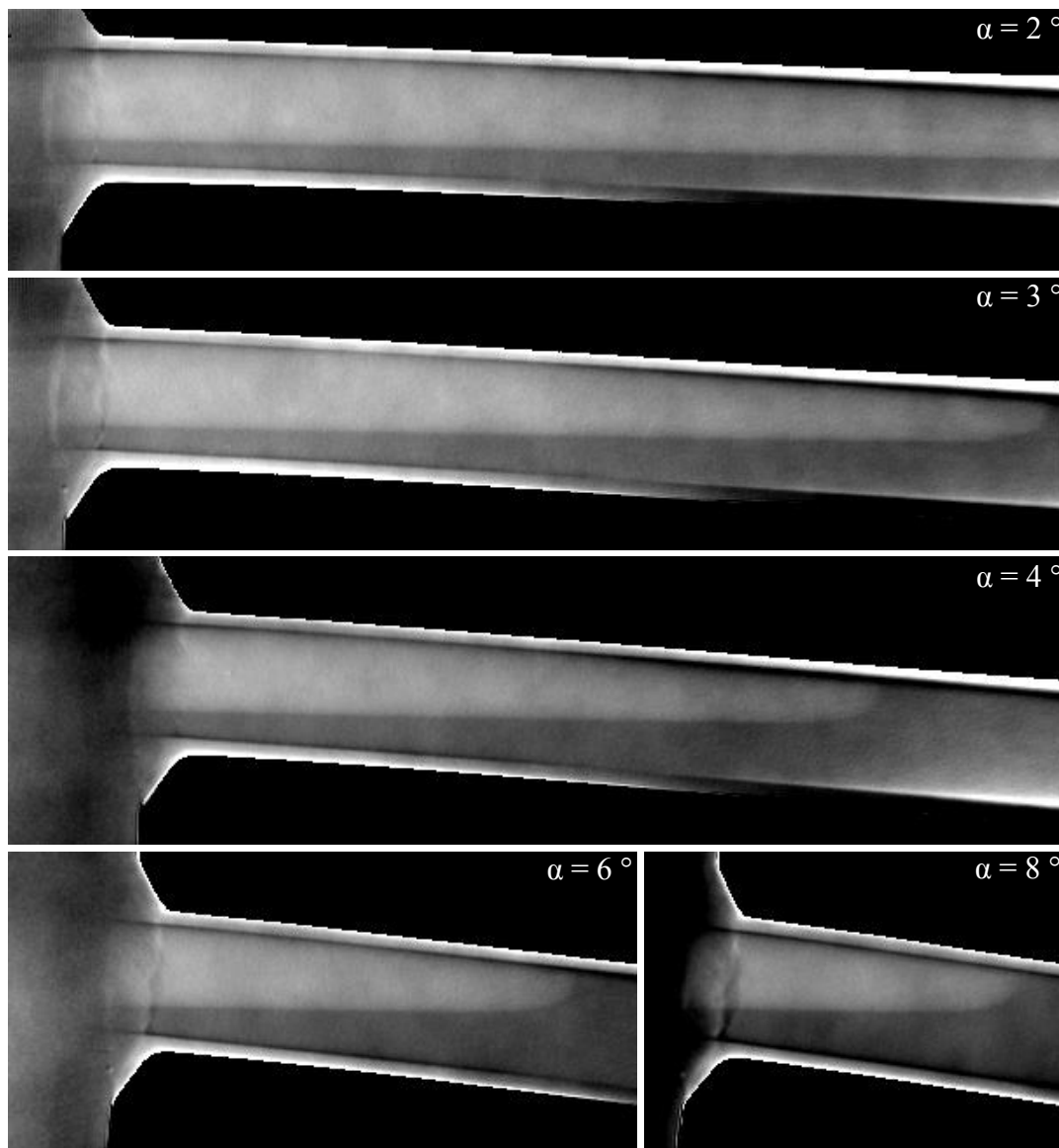
Als Beispiel bezeichnet rs-W-9-2 die röntgenradiografische Durchstrahlung der in einem Rohr mit 9 mm Innendurchmesser und  $2^\circ$  Neigungswinkel befindlichen Wasser/Dampf-Phasengrenzfläche bei der stationären Prozessführung.

Die Experimente decken folgende vollfaktorielle Versuchsmatrix ab:

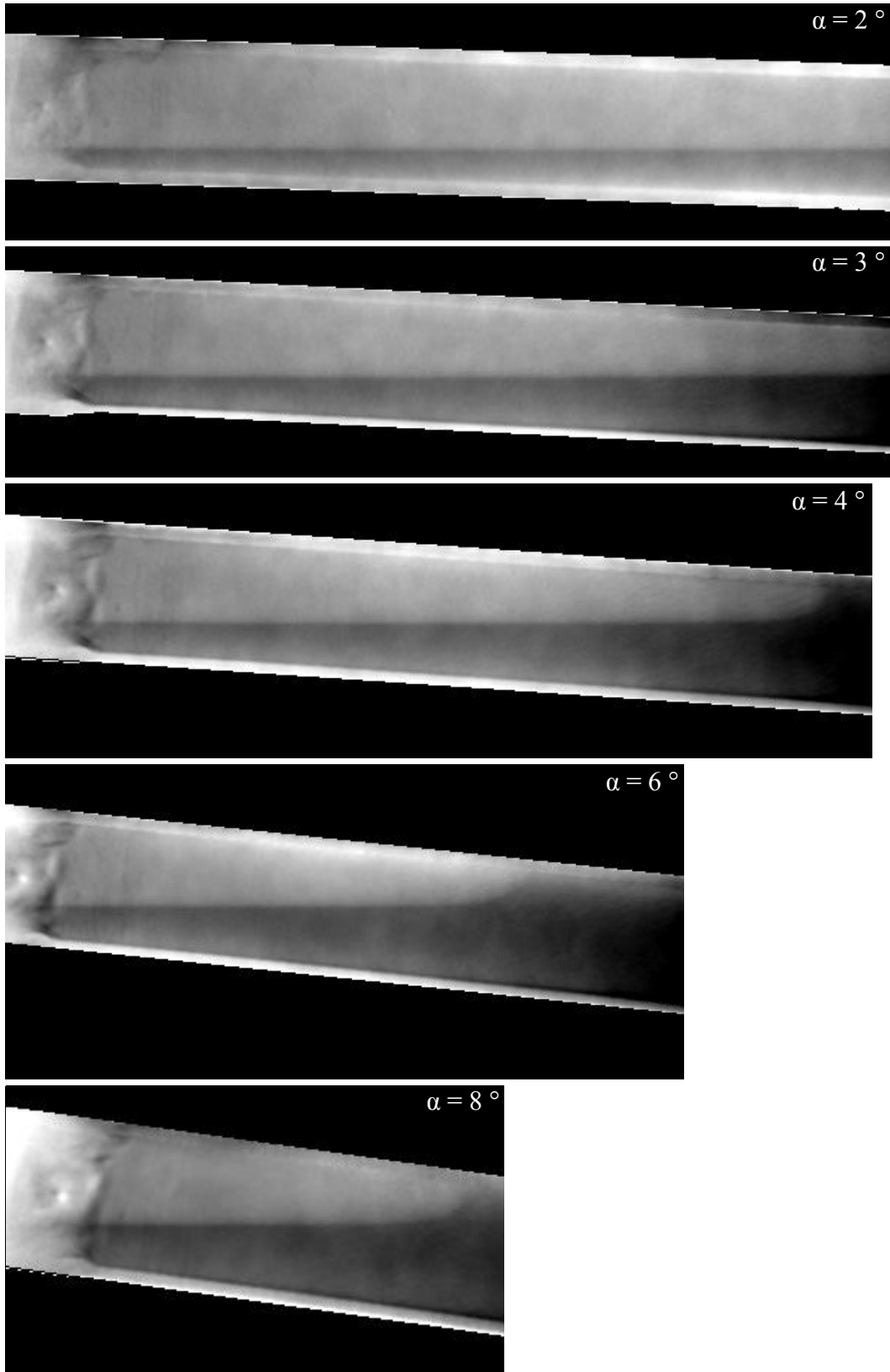
		Wasser/Dampf ( $T = 286^\circ\text{C}$ , $p = 70\text{ bar}$ , stationäre Prozessführung)			
$d_i$ [mm]		5	7	9	11
$\alpha$ [ $^\circ$ ]	2	rs-W-5-2	rs-W-7-2	rs-W-9-2	rs-W-11-2
	3	rs-W-5-3	rs-W-7-3	rs-W-9-3	rs-W-11-3
	4	rs-W-5-4	rs-W-7-4	rs-W-9-4	rs-W-11-4
	6	rs-W-5-6	rs-W-7-6	rs-W-9-6	rs-W-11-6
	8	rs-W-5-8	rs-W-7-8	rs-W-9-8	rs-W-11-8

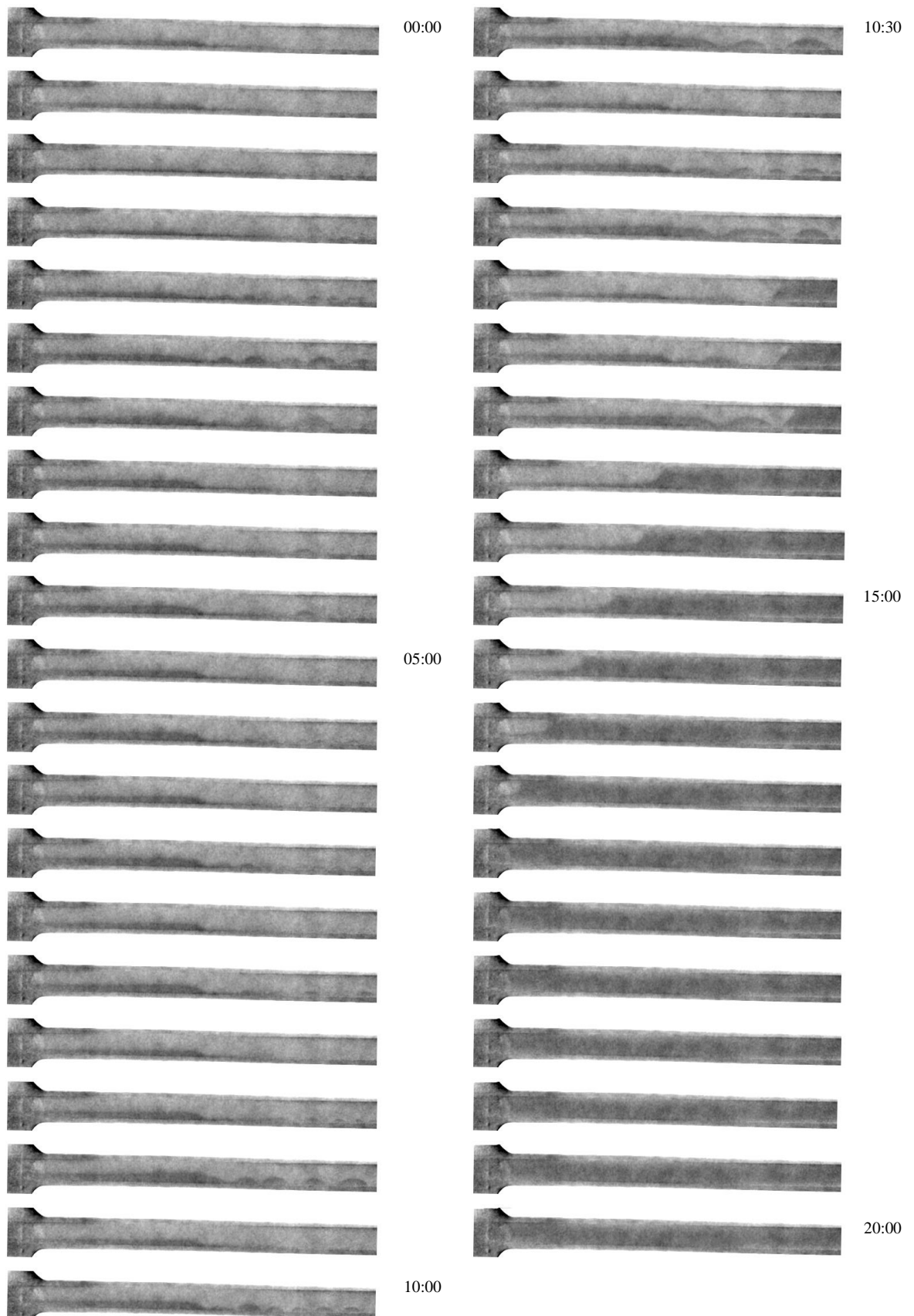
Quasi-Stationäre, über 120 s gemittelte DifferenzbilderRohr  $d_i = 5 \text{ mm}$ Rohr  $d_i = 7 \text{ mm}$ 

Rohr  $d_i = 9$  mm

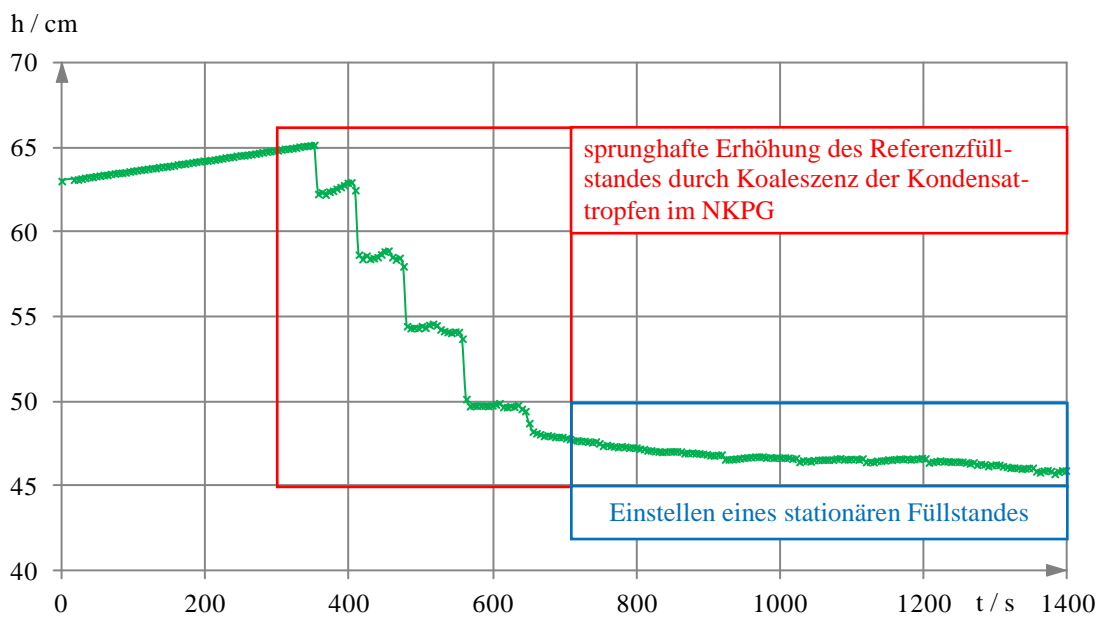
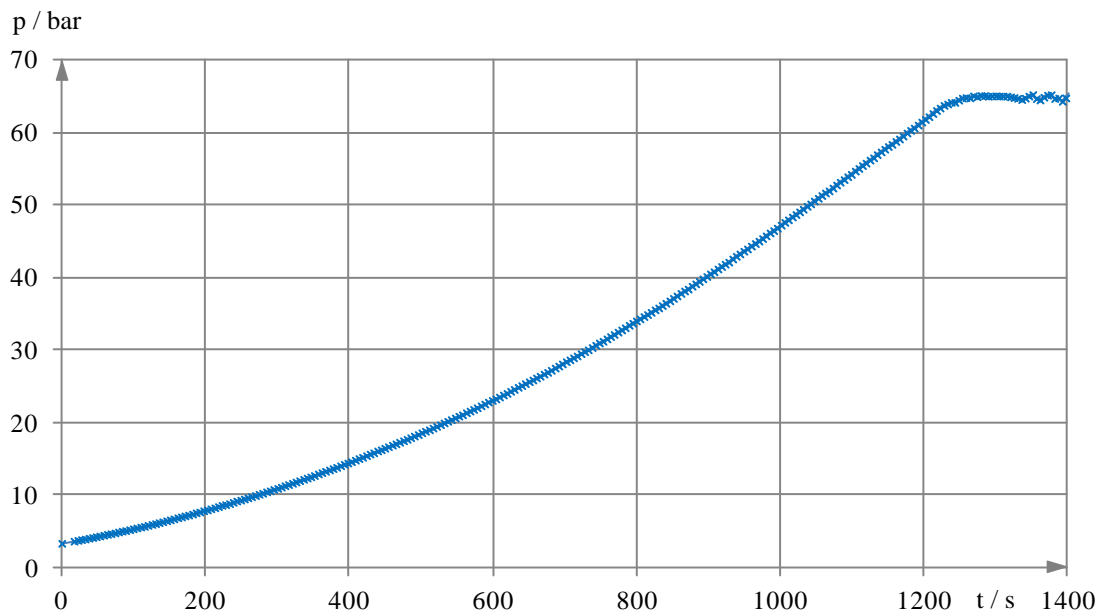
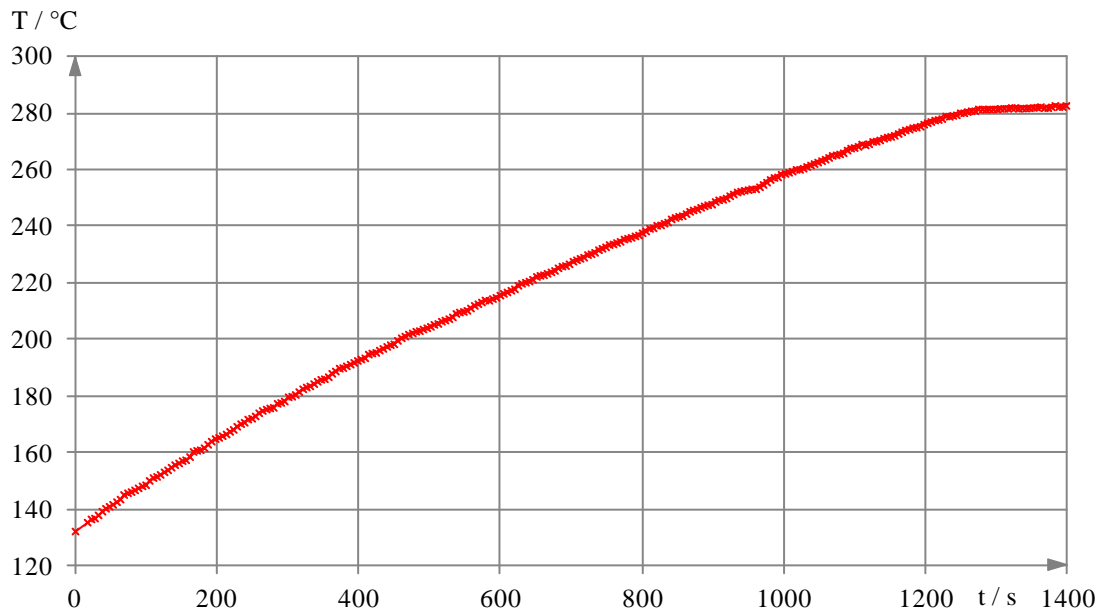


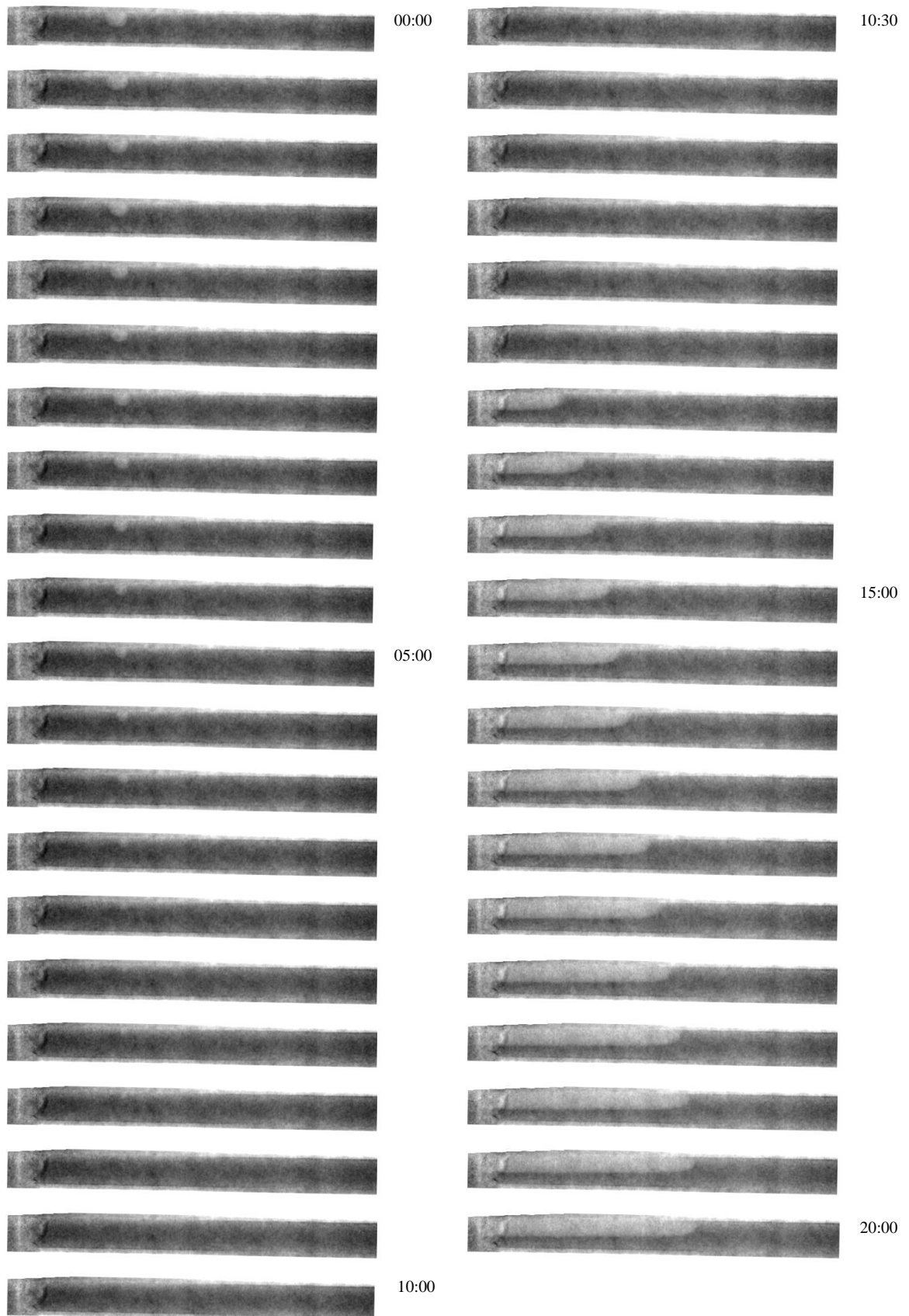
Rohr  $d_i = 11$  mm

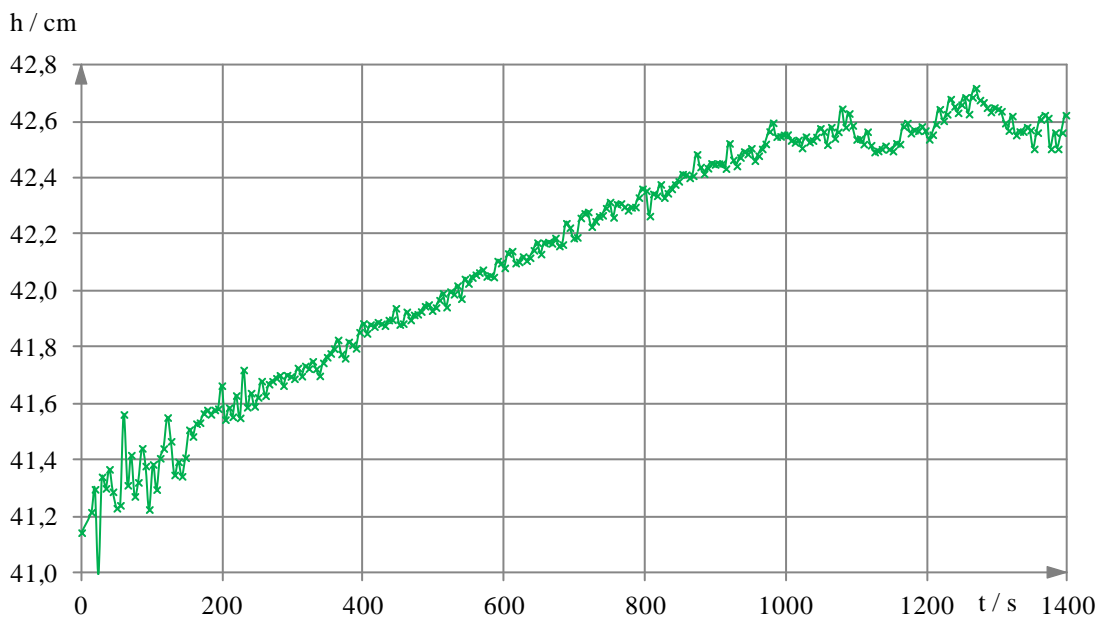
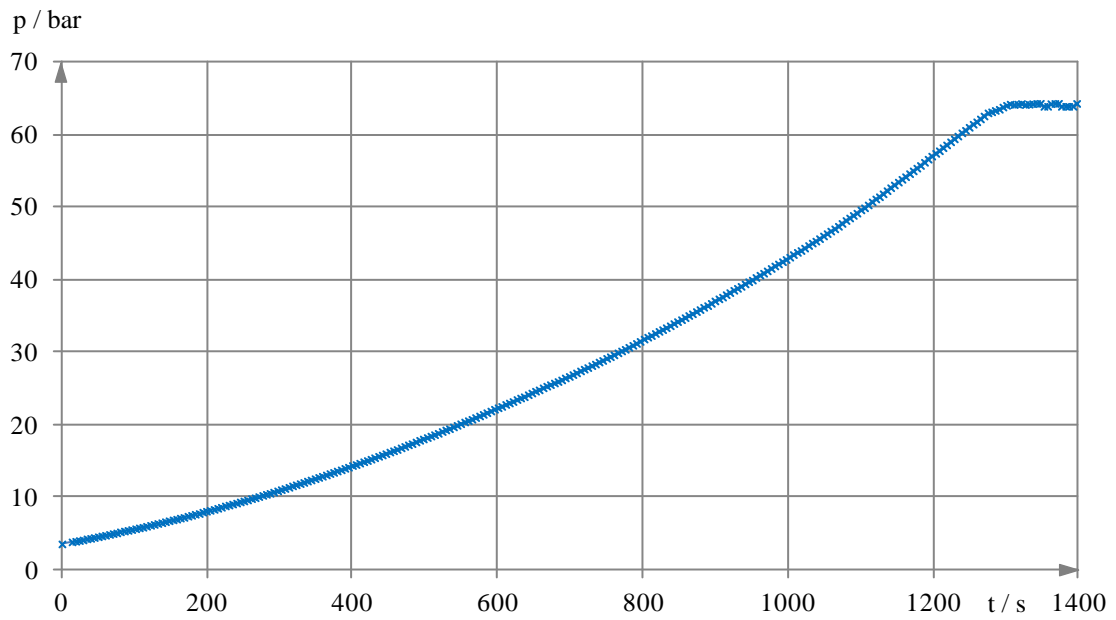
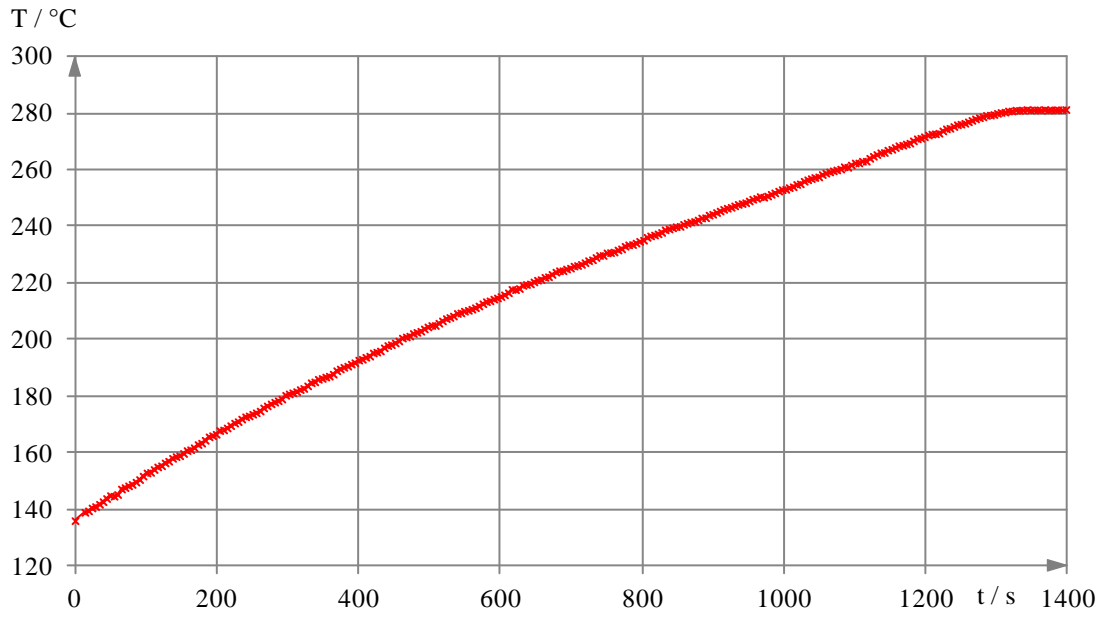


Aufheiz-Experiment 130 °C – 280 °C mit anfangs leerem NKPG ( $d_a = 8$  mm,  $d_i = 5$  mm)Zeitreihe  $t = 0 \dots 20$  min,  $\Delta t = 30$  s





Aufheiz-Experiment 130 °C – 280 °C mit anfangs vollem NKPG ( $d_a = 10$  mm,  $d_i = 7$  mm)Zeitreihe  $t = 0 \dots 20$  min,  $\Delta t = 30$  s



## A5.2 Thermografie-Experimente an Wasser/Dampf bei SWR-Parametern

Die Kennzeichnung der Thermografie-Experimente zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei nichtidealer Geometrie und gestörter Prozessführung erfolgt durch die nachfolgende Tabelle. Zur Unterscheidung der Kennbuchstaben und Kennziffern dient ein Trennstrich.

	Bedeutung	Wert
1. Kennbuchstabe	Art der Messung	i...Infrarot-Thermografie
2. Kennbuchstabe (Die Kombination zweier Störgrößen wird durch das Symbol „,+“ ausgedrückt.)	Art der Störgröße	00...stationär dp...Druckabsenkung hL...erhöhter Füllstand
3. Kennbuchstabe	Fluidpaar	W...Wasser/Dampf
1. Kennziffer	Rohrinnendurchmesser	$d_i$ in mm
2. Kennziffer	Neigungswinkel	$\alpha$ in °
3. Kennziffer	Länge der Isolierung	$L_{ti}$ in mm

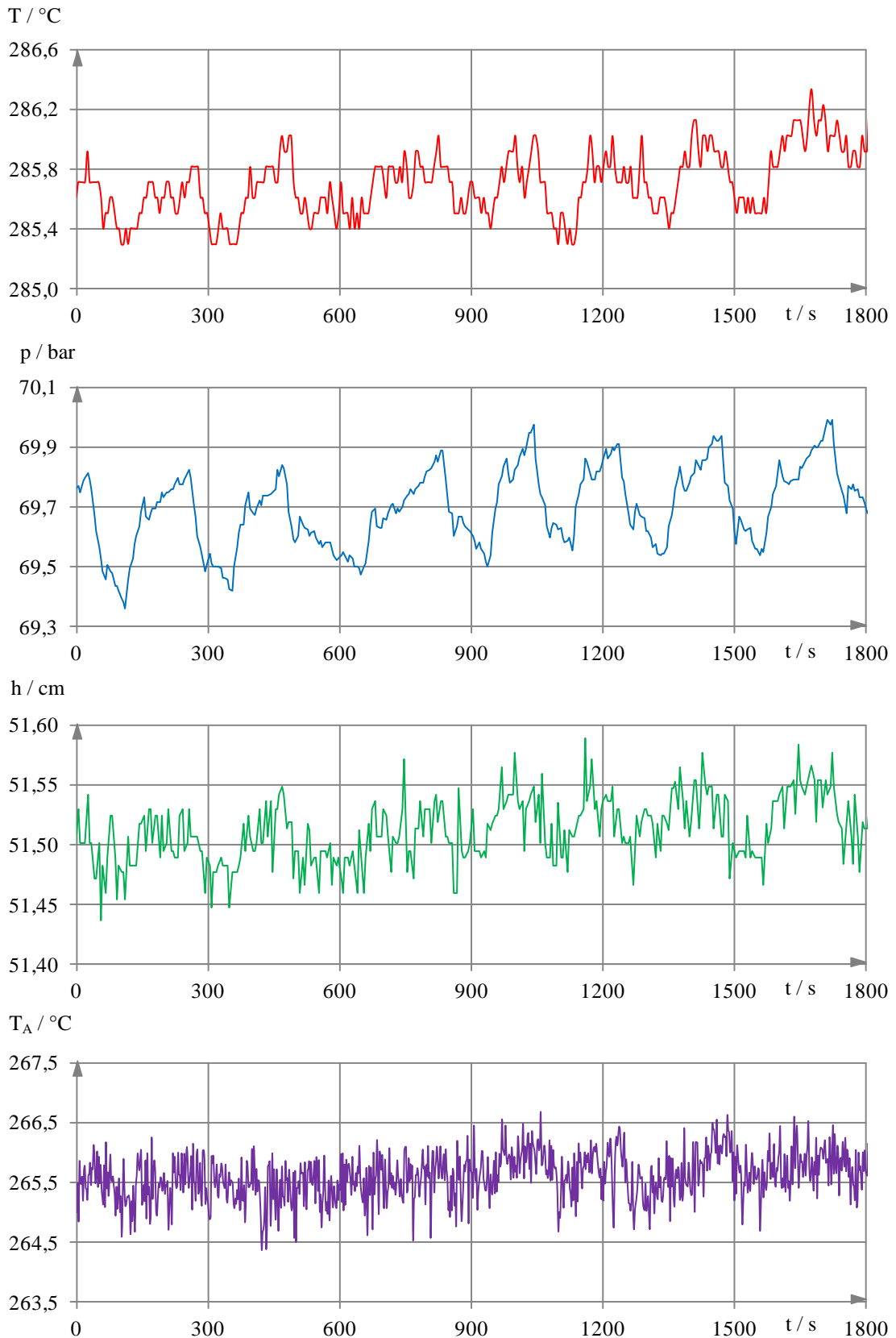
Als Beispiel bezeichnet i-hL+dp-W-9-2-0 die thermografische Analyse der in einem um 2° geneigten, thermisch nicht isolierten Pegelgefäß mit 9 mm Innendurchmesser befindlichen Wasser/Dampf-Phasengrenzfläche. Die stationäre Betriebsweise der Anlage ist durch einen erhöhten Behälterfüllstand gekennzeichnet und wird durch einen negativen Druckimpuls gestört. Die Versuchsreihen beinhalten aus statistischen Gründen mehrere Einzelversuche unter identischen Bedingungen. Um diese zu benennen, wird die Notation durch einen Punkt und eine vierte Kennziffer aufsteigend indiziert (Beispiel: i-hL+dp-W-9-2-0.1).

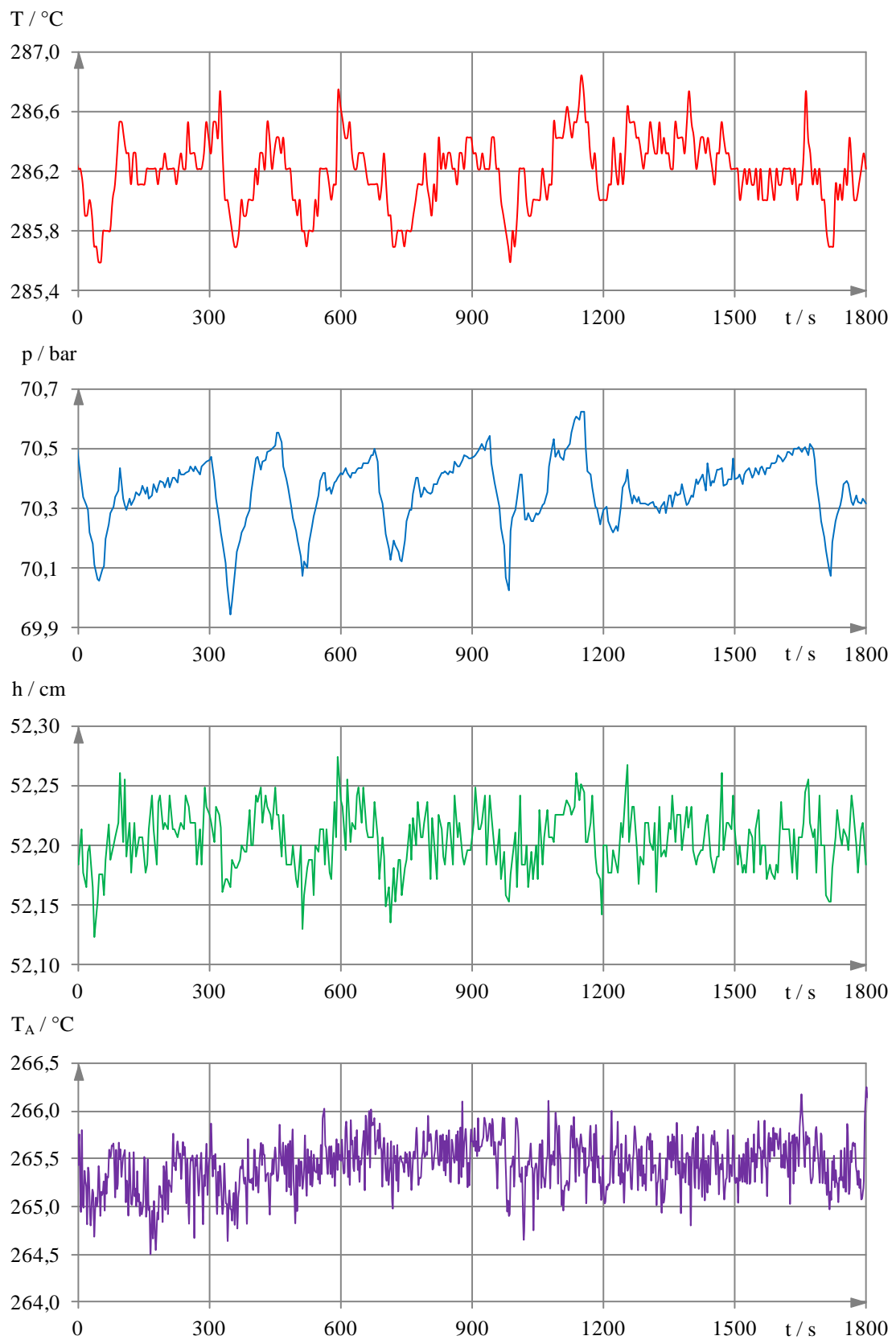
Die Experimente decken folgende teilfaktorielle Versuchsmatrix ab:

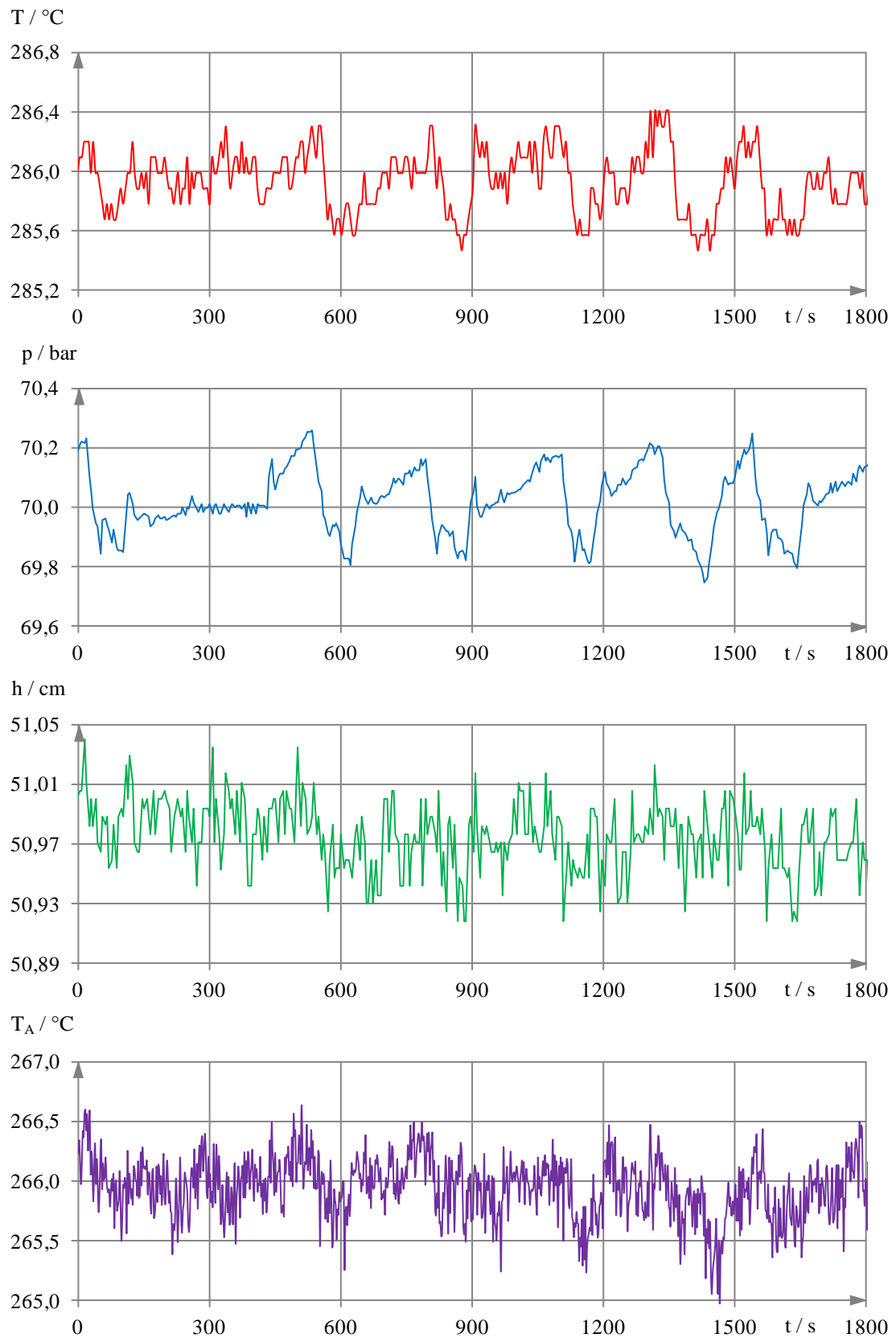
Länge der thermischen Isolierung an der NKPG-Einbindung $L_{ti}$ [mm]		Wasser/Dampf bei $T = 286$ °C, $p = 70$ bar	
		0	60
Prozesscharakteristik	stationär	i-00-W-9-2-0	i-00-W-9-2-60
		i-00-W-9-3-0	i-00-W-9-3-60
		i-00-W-9-4-0	i-00-W-9-4-60
		i-00-W-9-6-0	-
	schnelle Druckabsenkung $\Delta p = 0,4 \dots 1$ bar	i-dp-W-9-2-0	i-dp-W-9-2-60
	hoher Füllstand im Druckbehälter $h \geq 52,5$ cm	i-hL-W-9-2-0	i-hL-W-9-2-60
		i-hL-W-9-3-0	-
		i-hL+dp-W-9-2-0	-

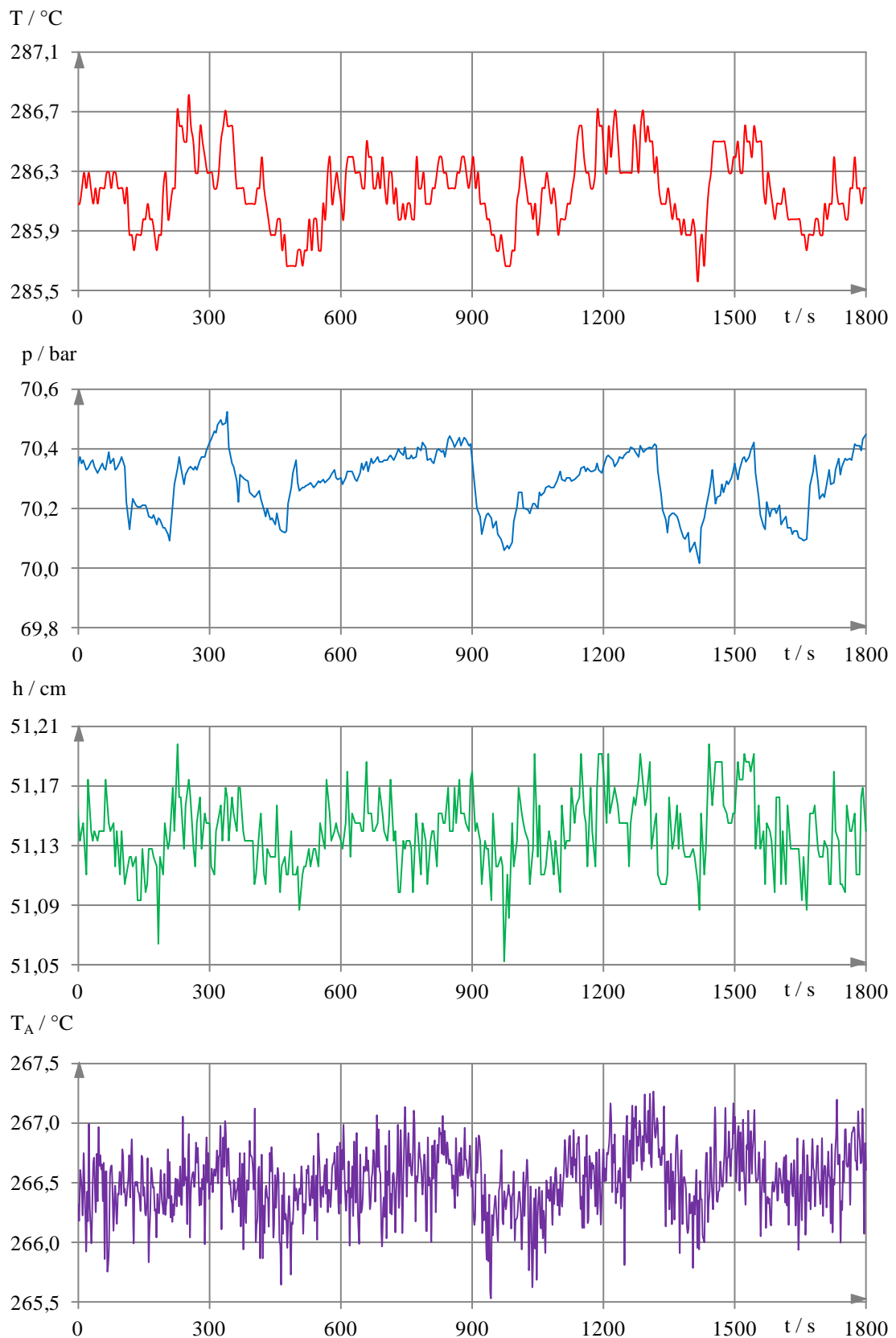
### A5.2-1 Ausgewählte Daten der Thermografie-Experimente an Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen bei SWR-Parametern (stationärer Zustand)

Beispielversuch aus der Reihe i-00-W-9-2-0 ( $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 2^\circ$ ,  $L_{ti} = 0 \text{ mm}$ )

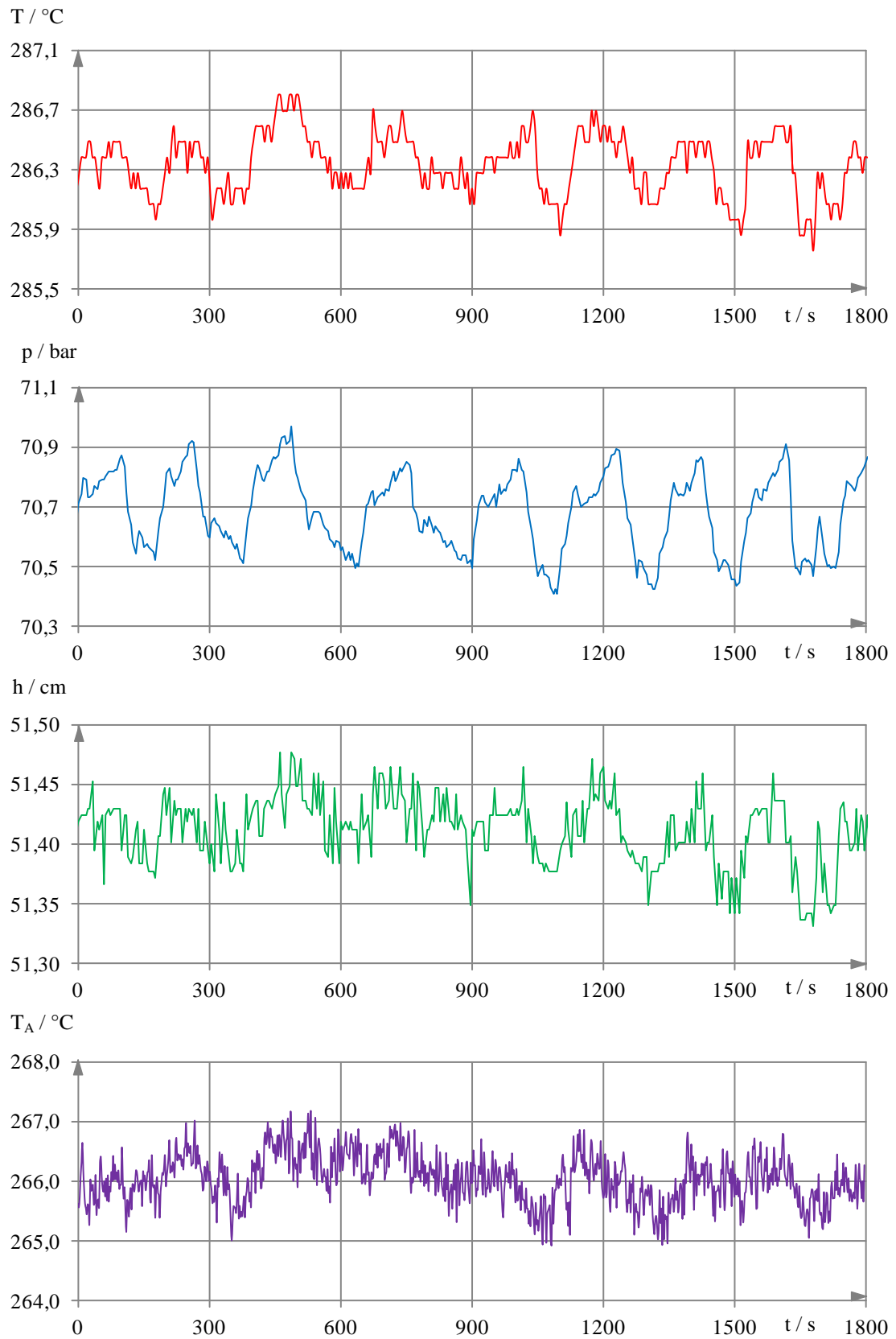


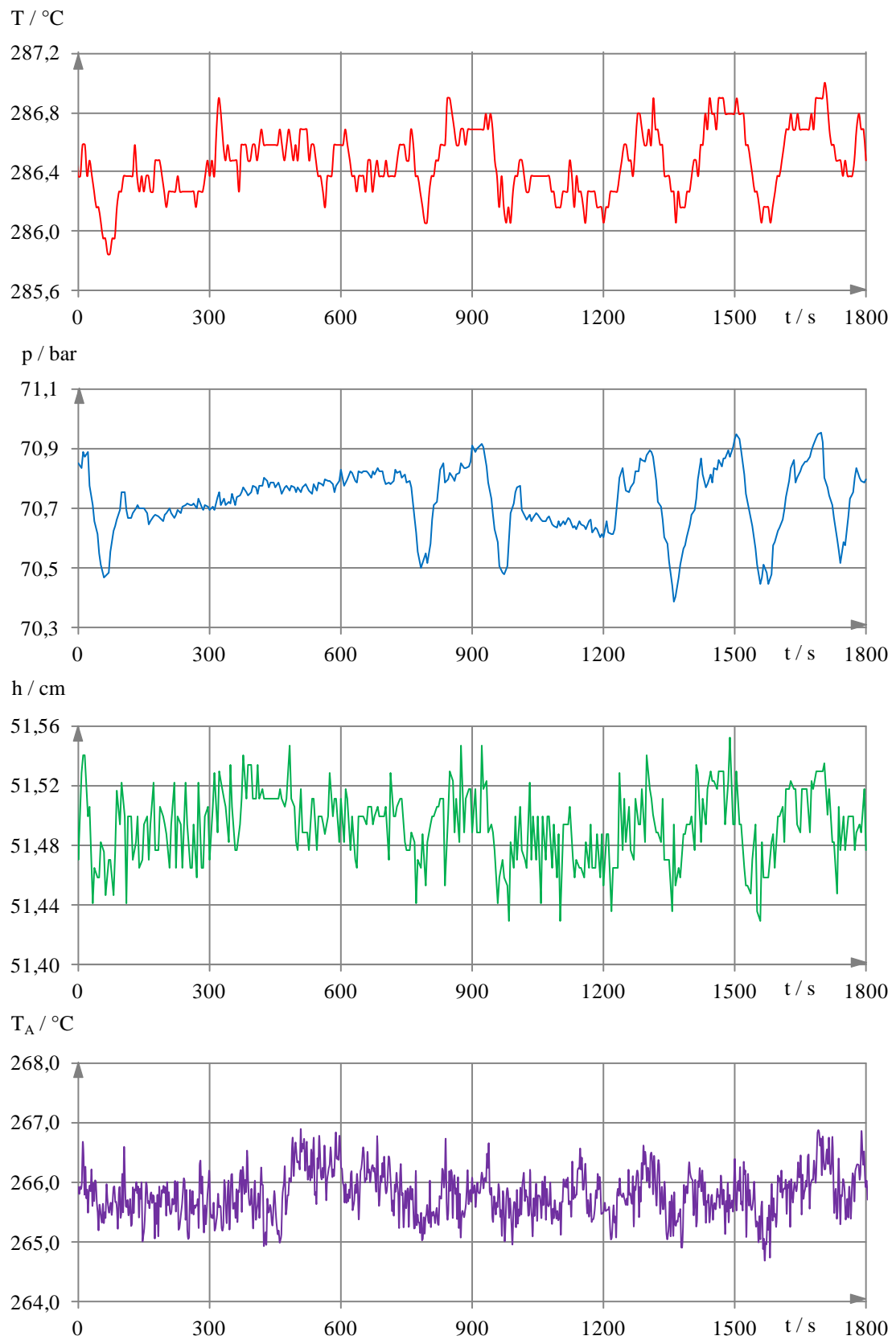
Beispielversuch aus der Reihe i-00-W-9-3-0 ( $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 3^\circ$ ,  $L_{ti} = 0 \text{ mm}$ )

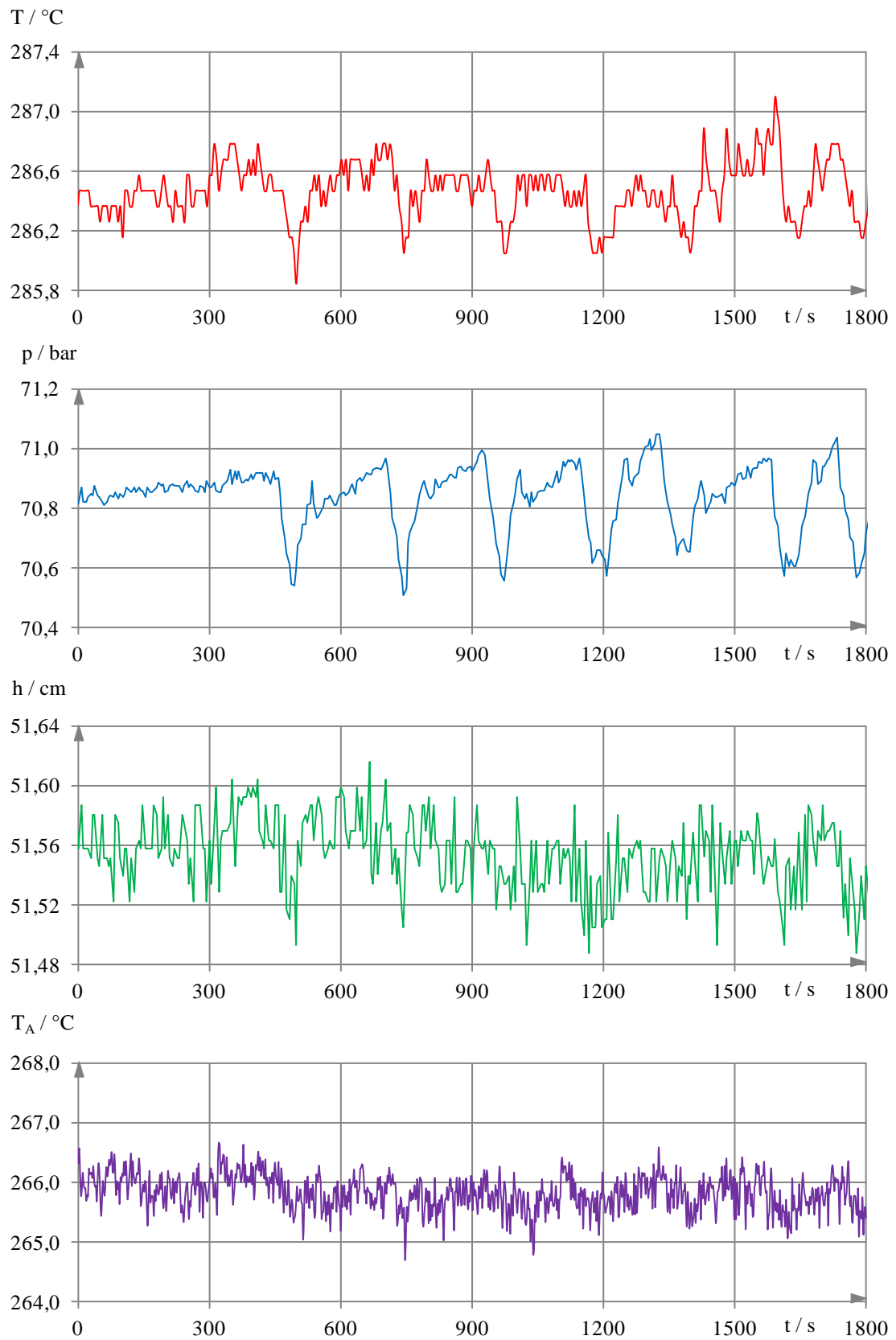
Beispielversuch aus der Reihe i-00-W-9-4-0 ( $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 4^\circ$ ,  $L_{ti} = 0 \text{ mm}$ )

**Beispielversuch aus der Reihe i-00-W-9-6-0 ( $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 6^\circ$ ,  $L_{ti} = 0 \text{ mm}$ )**



Beispielversuch aus der Reihe i-00-W-9-2-60 ( $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 2^\circ$ ,  $L_{ti} = 60 \text{ mm}$ )

**Beispielversuch aus der Reihe i-00-W-9-3-60 ( $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 3^\circ$ ,  $L_{ti} = 60 \text{ mm}$ )**

**Beispielversuch aus der Reihe i-00-W-9-4-60 ( $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 4^\circ$ ,  $L_{ti} = 60 \text{ mm}$ )**

Zusammenfassung der Kenngrößen

Ohne thermische Isolierung des NKPG:

		Betriebsparameter							
		$\bar{p}$ [bar]	$s_p$ [bar]	$\bar{\tau}$ [s]	$s_\tau$ [s]	$\bar{T}$ [°C]	$s_T$ [°C]	$\bar{h}$ [cm]	$s_h$ [cm]
i-00-W-9-2-0	1	69,58	0,12	264,80	2,70	285,37	0,21	51,48	0,03
	2	69,70	0,13	241,80	1,20	285,70	0,21	51,51	0,03
	3	70,22	0,10	290,00	11,90	286,05	0,23	50,80	0,03
	4	69,68	0,10	354,30	9,40	285,48	0,21	52,14	0,03
	5	69,77	0,11	325,00	22,80	285,82	0,17	52,15	0,03
	6	69,89	0,11	300,60	2,20	285,73	0,20	52,15	0,03
	7	70,00	0,12	286,00	17,40	285,97	0,19	52,16	0,04
	8	70,10	0,13	238,90	13,80	285,94	0,22	51,55	0,03
	9	70,19	0,14	231,90	20,80	285,90	0,22	51,54	0,03
	10	69,52	0,11	199,90	32,40	285,54	0,20	51,49	0,02
	11	69,59	0,12	251,80	3,20	285,45	0,20	51,49	0,02
	12	69,62	0,11	259,40	26,40	285,50	0,19	51,49	0,02
	13	69,59	0,13	238,90	0,10	285,54	0,23	51,48	0,03
	14	70,29	0,13	211,50	6,30	286,08	0,20	52,23	0,02
	15	70,37	0,10	261,00	28,70	286,20	0,14	51,41	0,03
i-00-W-9-3-0	1	70,33	0,09	421,40	6,00	286,00	0,21	50,81	0,02
	2	70,35	0,08	216,20	3,70	286,15	0,16	50,80	0,03
	3	70,15	0,11	261,70	8,40	286,03	0,22	52,20	0,04
	4	70,36	0,12	252,20	7,00	286,19	0,23	52,20	0,03
	5	70,43	0,12	221,40	0,50	286,35	0,28	52,23	0,03
	6	70,50	0,11	214,40	1,30	286,26	0,22	52,25	0,03
	7	69,79	0,11	147,80	18,70	285,60	0,20	51,33	0,04
	8	69,86	0,12	286,80	3,90	285,60	0,21	51,16	0,03
	9	69,90	0,15	218,20	1,40	285,73	0,24	51,10	0,04
	10	70,04	0,12	259,10	1,90	285,86	0,27	52,52	0,03
	11	70,04	0,13	245,90	24,90	285,69	0,28	52,48	0,03
i-00-W-9-4-0	1	70,40	0,13	249,50	2,60	286,16	0,25	50,88	0,03
	2	70,50	0,11	211,10	8,80	286,34	0,22	50,89	0,02
	3	70,54	0,09	166,80	5,50	286,29	0,24	52,33	0,02
	4	70,56	0,10	272,80	4,50	286,34	0,23	52,32	0,03
	5	69,97	0,12	246,10	4,70	285,74	0,22	51,10	0,03
	6	70,02	0,12	273,80	20,80	285,86	0,24	51,05	0,03
	7	70,02	0,11	253,70	10,00	285,93	0,20	50,98	0,02
	8	69,99	0,12	228,00	3,80	285,87	0,21	50,92	0,03
	9	69,56	0,11	232,20	0,80	285,36	0,26	52,58	0,03
	10	69,69	0,11	284,60	6,50	285,71	0,25	52,62	0,03
	11	69,75	0,13	263,00	29,50	285,66	0,26	52,63	0,03
i-00-W-9-6-0	1	70,28	0,11	257,80	1,90	286,12	0,21	51,14	0,03
	2	70,29	0,10	381,40	7,90	286,16	0,24	51,14	0,03
	3	69,88	0,12	222,20	8,50	285,69	0,25	51,06	0,04
	4	69,88	0,11	279,40	7,70	285,74	0,25	50,99	0,03
	5	69,82	0,11	250,50	2,40	285,72	0,24	50,92	0,03
	6	69,56	0,09	428,10	15,80	285,48	0,20	52,79	0,03
	7	69,64	0,12	248,70	0,50	285,57	0,26	52,79	0,03

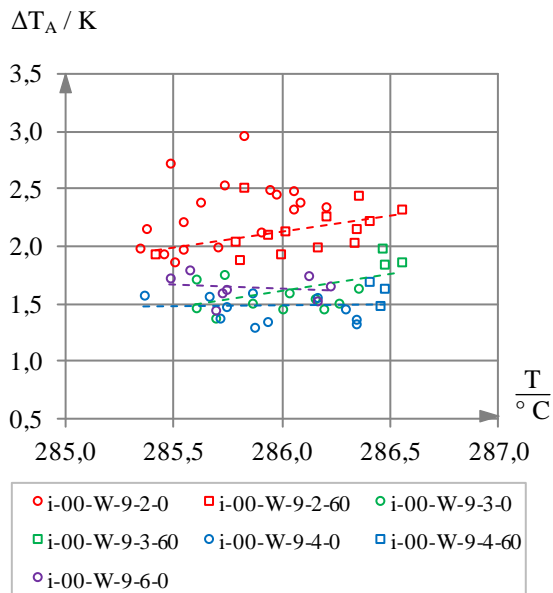
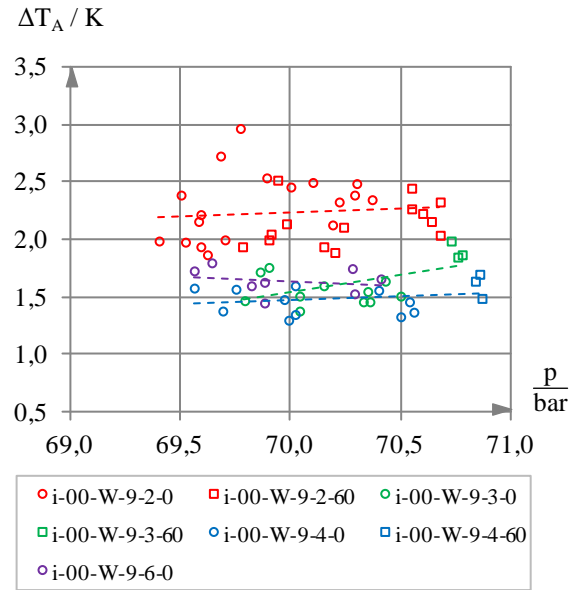
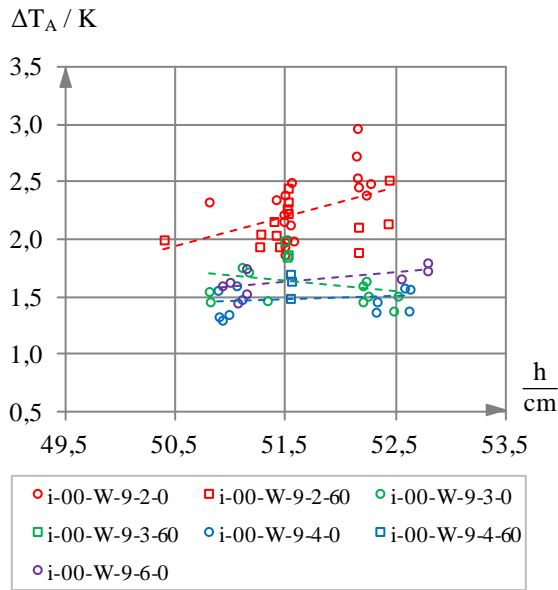
		IR-Messdaten		Gegenüberstellung der IR- und Prozess-Messdaten			
		$\overline{\Delta T_A}$ [K]	$s_{\Delta T_A}$ [K]	$T_A = f(p)$	$R^2(T_A, p)$	$T_A = f(T)$	$R^2(T_A, T)$
i-00-W-9-2-0	1	2,16	0,08	$T_A \sim p$	0,0660	$T_A \sim T$	0,0373
	2	2,00	0,16	$T_A \sim p$	0,1197	$T_A \sim T$	0,0582
	3	2,33	0,16	$T_A \sim p$	0,1199	$T_A \sim T$	0,0000
	4	2,73	0,28	$T_A \sim p$	0,0122	$T_A \sim T$	0,0012
	5	2,97	0,36	$T_A \sim p$	0,1127	$T_A \sim T$	0,1007
	6	2,54	0,16	$T_A \sim p$	0,0588	$T_A \sim T$	0,0005
	7	2,46	0,18	$T_A \sim p$	0,1425	$T_A \sim T$	0,0859
	8	2,50	0,12	$T_A \sim p$	0,1146	$T_A \sim T$	0,1103
	9	2,13	0,04	$T_A \sim p$	0,0863	$T_A \sim T$	0,0645
	10	1,98	0,26	$T_A \sim p$	0,0988	$T_A \sim T$	0,0359
	11	1,94	0,08	$T_A \sim p$	0,0685	$T_A \sim T$	0,0463
	12	1,87	0,26	$T_A \sim p$	0,0946	$T_A \sim T$	0,0215
	13	2,22	0,52	$T_A \sim p$	0,0035	$T_A \sim T$	0,0005
	14	2,39	0,10	$T_A \sim p$	0,1161	$T_A \sim T$	0,0283
	15	2,35	0,08	$T_A \sim p$	0,0527	$T_A \sim T$	0,0446
i-00-W-9-3-0	1	1,46	0,12	$T_A \sim p$	0,1571	$T_A \sim T$	0,0549
	2	1,55	0,06	$T_A \sim p$	0,1222	$T_A \sim T$	0,0189
	3	1,60	0,18	$T_A \sim p$	0,2265	$T_A \sim T$	0,1180
	4	1,46	0,08	$T_A \sim p$	0,1315	$T_A \sim T$	0,0321
	5	1,64	0,12	$T_A \sim p$	0,1079	$T_A \sim T$	0,0421
	6	1,51	0,10	$T_A \sim p$	0,1424	$T_A \sim T$	0,0982
	7	1,47	0,10	$T_A \sim p$	0,1041	$T_A \sim T$	0,0413
	8	1,72	0,04	$T_A \sim p$	0,1399	$T_A \sim T$	0,0918
	9	1,76	0,28	$T_A \sim p$	0,2070	$T_A \sim T$	0,1299
	10	1,51	0,46	$T_A \sim p$	0,1764	$T_A \sim T$	0,0248
	11	1,38	0,28	$T_A \sim p$	0,2159	$T_A \sim T$	0,2609
i-00-W-9-4-0	1	1,56	0,14	$T_A \sim p$	0,3208	$T_A \sim T$	0,1827
	2	1,33	0,10	$T_A \sim p$	0,1871	$T_A \sim T$	0,0630
	3	1,46	0,38	$T_A \sim p$	0,1645	$T_A \sim T$	0,0001
	4	1,37	0,16	$T_A \sim p$	0,0965	$T_A \sim T$	0,0288
	5	1,48	0,10	$T_A \sim p$	0,1441	$T_A \sim T$	0,1153
	6	1,60	0,36	$T_A \sim p$	0,1585	$T_A \sim T$	0,0623
	7	1,35	0,16	$T_A \sim p$	0,1935	$T_A \sim T$	0,1136
	8	1,30	0,10	$T_A \sim p$	0,2238	$T_A \sim T$	0,1335
	9	1,58	0,18	$T_A \sim p$	0,0699	$T_A \sim T$	0,0310
	10	1,38	0,08	$T_A \sim p$	0,0987	$T_A \sim T$	0,0770
	11	1,57	0,26	$T_A \sim p$	0,1347	$T_A \sim T$	0,0535
i-00-W-9-6-0	1	1,75	0,12	$T_A \sim p$	0,1626	$T_A \sim T$	0,0246
	2	1,53	0,08	$T_A \sim p$	0,1658	$T_A \sim T$	0,0891
	3	1,66	0,16	$T_A \sim p$	0,3078	$T_A \sim T$	0,1923
	4	1,45	0,18	$T_A \sim p$	0,0758	$T_A \sim T$	0,0282
	5	1,63	0,18	$T_A \sim p$	0,1763	$T_A \sim T$	0,0625
	6	1,60	0,00	$T_A \sim p$	0,1621	$T_A \sim T$	0,0069
	7	1,73	0,28	$T_A \sim p$	0,1034	$T_A \sim T$	0,0172

Mit thermischer Isolierung des NKPG:

		Betriebsparameter							
		$\bar{p}$ [bar]	$s_p$ [bar]	$\bar{\tau}$ [s]	$s_\tau$ [s]	$\bar{T}$ [°C]	$s_T$ [°C]	$\bar{h}$ [cm]	$s_h$ [cm]
i-00-W-9-2-60	1	70,24	0,12	233,10	14,80	285,93	0,18	52,16	0,02
	2	70,15	0,11	331,10	7,10	285,99	0,19	51,44	0,03
	3	69,98	0,08	473,10	1,30	285,71	0,16	52,43	0,02
	4	69,90	0,13	279,50	57,00	285,86	0,21	50,39	0,03
	5	70,64	0,12	218,50	0,70	286,34	0,21	51,39	0,03
	6	70,68	0,13	215,80	1,30	286,33	0,20	51,41	0,03
	7	69,78	0,12	222,00	21,00	285,41	0,25	51,26	0,03
	8	69,91	0,11	288,20	51,10	285,78	0,20	51,27	0,02
	9	70,55	0,12	208,10	3,80	286,20	0,20	51,51	0,03
	10	70,55	0,12	218,00	0,10	286,35	0,19	51,52	0,03
	11	70,60	0,12	270,00	21,30	286,40	0,22	51,52	0,03
	12	70,68	0,10	439,90	29,30	286,55	0,20	51,52	0,02
i-00-W-9-3-60	1	70,73	0,11	249,10	1,10	286,46	0,22	51,49	0,02
	2	70,76	0,10	218,60	0,10	286,47	0,19	51,51	0,02
	3	70,78	0,10	222,60	22,90	286,55	0,18	51,52	0,03
i-00-W-9-4-60	1	70,84	0,11	232,30	29,50	286,47	0,19	51,55	0,02
	2	70,86	0,12	290,20	26,20	286,40	0,24	51,54	0,02
	3	70,87	0,11	359,60	13,60	286,45	0,21	51,54	0,02

		IR-Messdaten		Gegenüberstellung der IR- und Prozess-Messdaten			
		$\Delta T_A$ [K]	$s_{\Delta T_A}$ [K]	$T_A = f(p)$	$R^2(T_A, p)$	$T_A = f(T)$	$R^2(T_A, T)$
i-00-W-9-2-0	1	2,11	0,20	$T_A \sim p$	0,1607	$T_A \sim T$	0,0424
	2	1,94	0,14	$T_A \sim p$	0,0216	$T_A \sim T$	0,0285
	3	2,14	1,00	$T_A \sim p$	0,1321	$T_A \sim T$	0,0491
	4	2,00	0,06	$T_A \sim p$	0,1547	$T_A \sim T$	0,1221
	5	2,16	0,14	$T_A \sim p$	0,1497	$T_A \sim T$	0,1748
	6	2,04	0,14	$T_A \sim p$	0,1778	$T_A \sim T$	0,1977
	7	1,94	0,28	$T_A \sim p$	0,0740	$T_A \sim T$	0,1313
	8	2,05	0,16	$T_A \sim p$	0,0115	$T_A \sim T$	0,0185
	9	2,27	0,16	$T_A \sim p$	0,1546	$T_A \sim T$	0,1295
	10	2,45	0,06	$T_A \sim p$	0,1360	$T_A \sim T$	0,2256
	11	2,23	0,08	$T_A \sim p$	0,2242	$T_A \sim T$	0,0868
	12	2,33	0,30	$T_A \sim p$	0,0466	$T_A \sim T$	0,0454
i-00-W-9-3-60	1	1,99	0,18	$T_A \sim p$	0,2008	$T_A \sim T$	0,1139
	2	1,85	0,04	$T_A \sim p$	0,0566	$T_A \sim T$	0,0187
	3	1,87	0,22	$T_A \sim p$	0,2144	$T_A \sim T$	0,0759
i-00-W-9-4-60	1	1,64	0,08	$T_A \sim p$	0,1125	$T_A \sim T$	0,0225
	2	1,70	0,14	$T_A \sim p$	0,0872	$T_A \sim T$	0,0511
	3	1,49	0,08	$T_A \sim p$	0,0848	$T_A \sim T$	0,0347

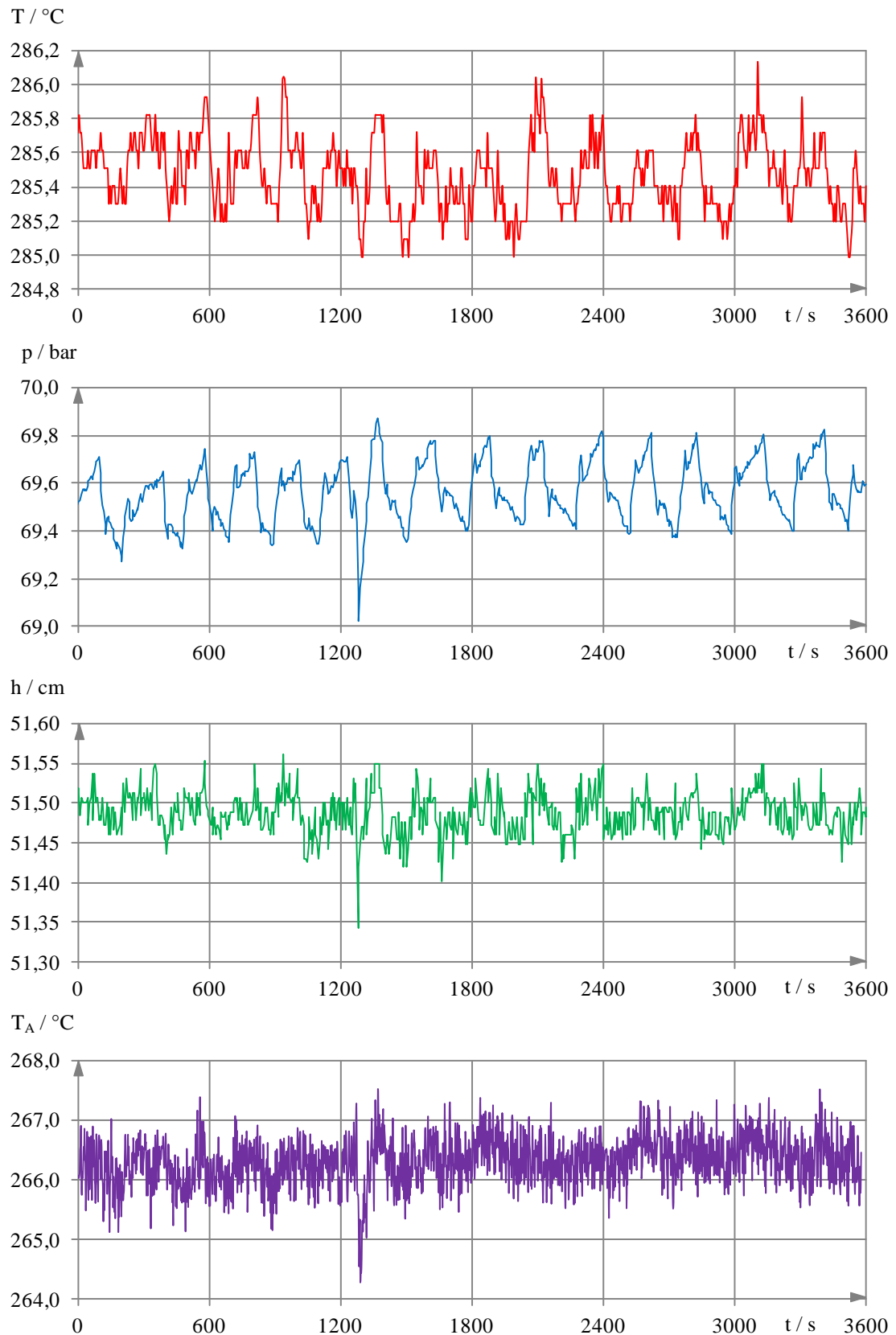
Darstellung der Schwankungsbreite für die lokalen Außenwandtemperaturen



## A5.2-2 Ausgewählte Daten der Thermografie-Experimente an Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen bei SWR-Parametern (schnelle Druckabsenkung)

Beispielversuch aus der Reihe i-dp-W-9-2-0 ( $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 2^\circ$ ,  $L_{ti} = 0 \text{ mm}$ )

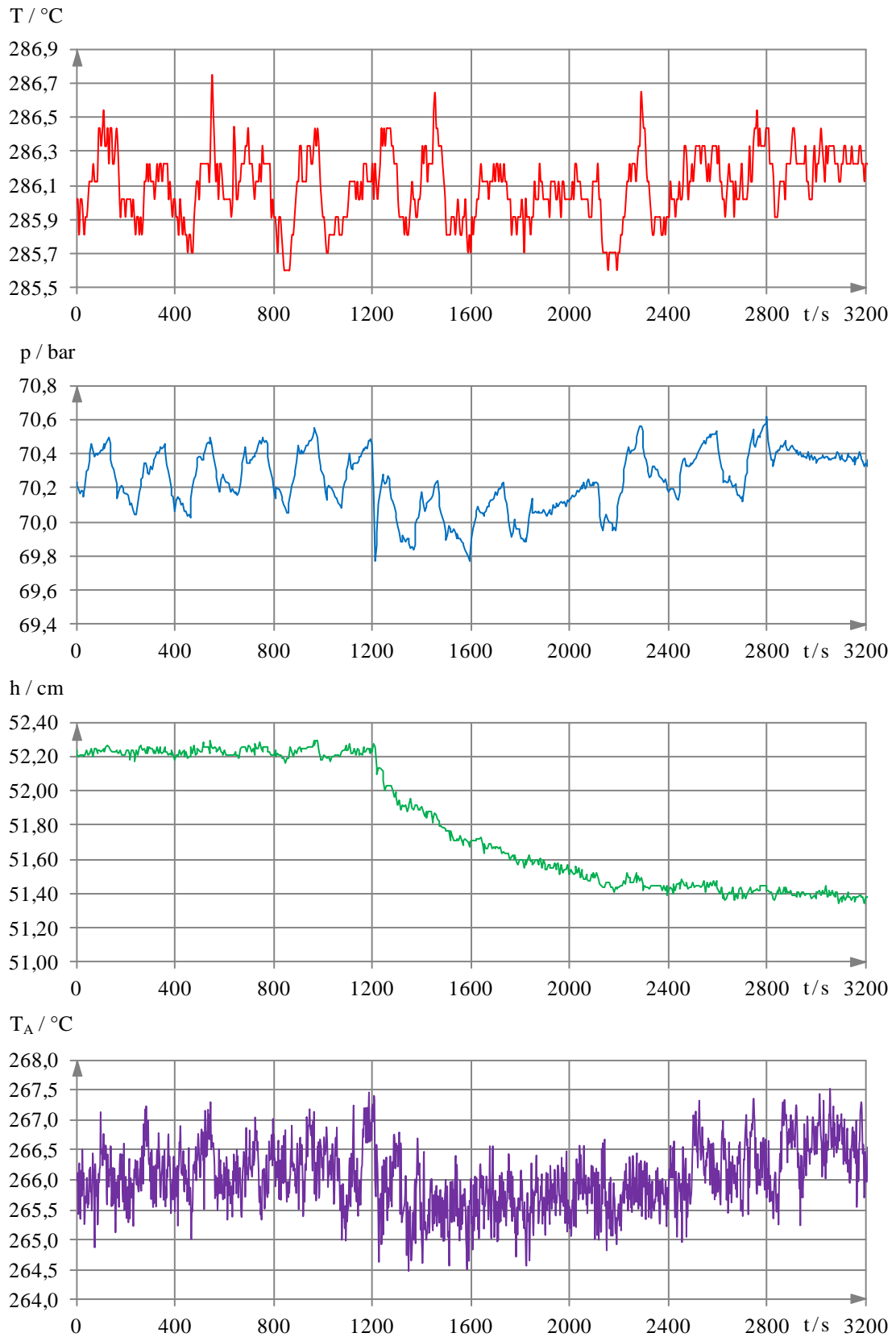
→ Druckabsenkung durch Abschalten der Heizung





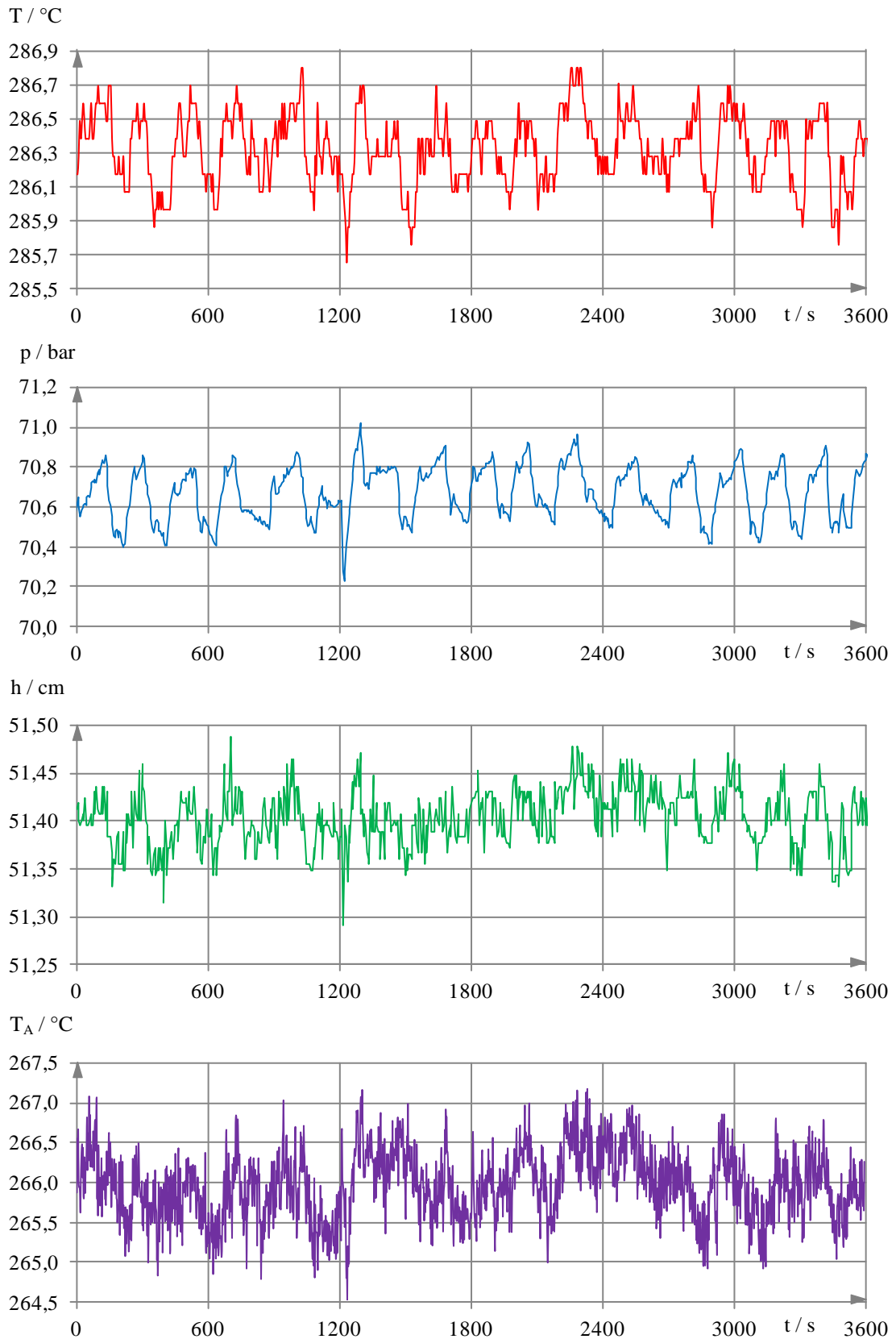
**Beispielversuch aus der Reihe i-dp-W-9-2-0 ( $d_j = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 2^\circ$ ,  $L_{ti} = 0 \text{ mm}$ )**

→ Druckabsenkung durch Abblasen am Sicherheitsventil



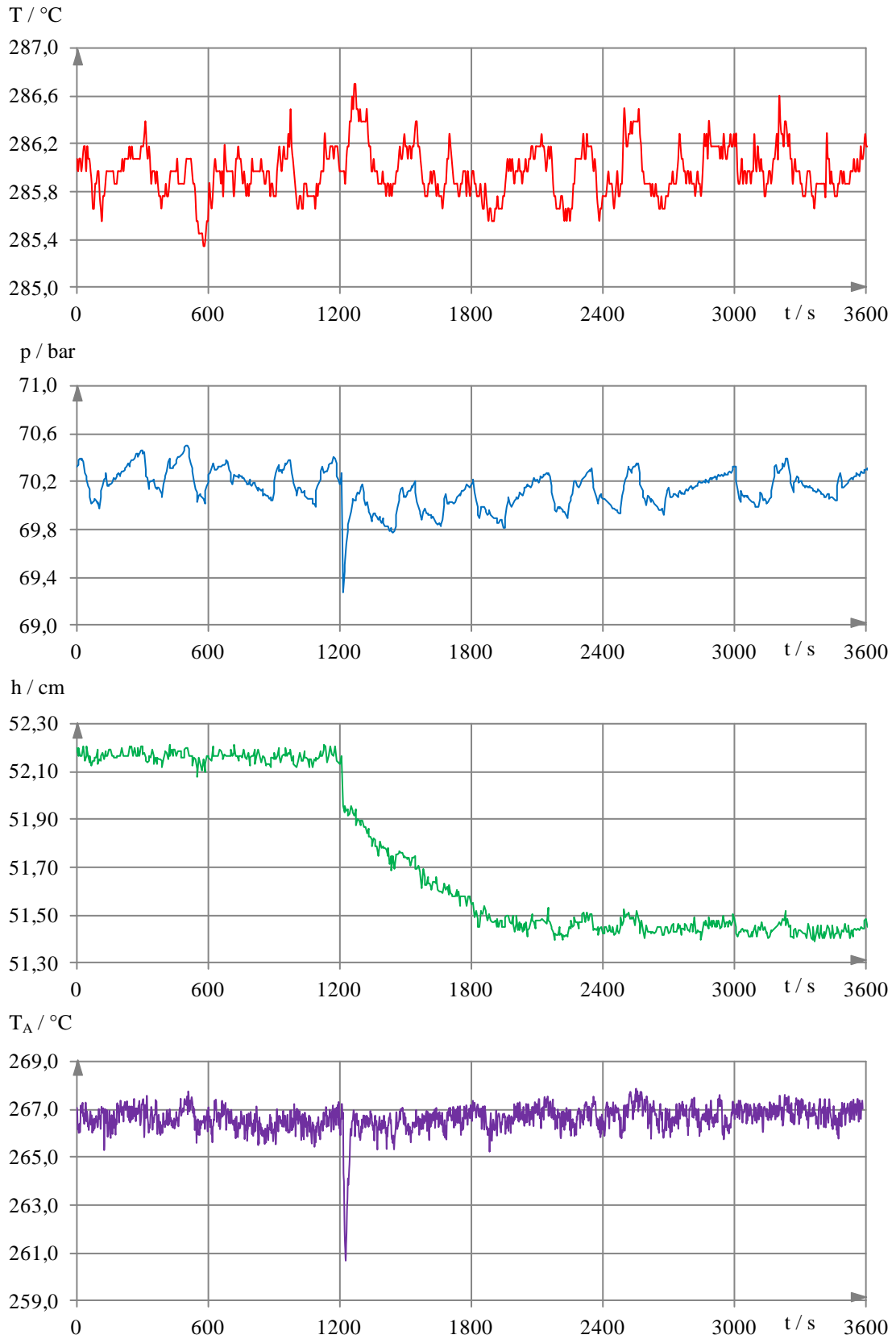
**Beispielversuch aus der Reihe i-dp-W-9-2-60 ( $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 2^\circ$ ,  $L_{ti} = 60 \text{ mm}$ )**

→ Druckabsenkung durch Abschalten der Heizung



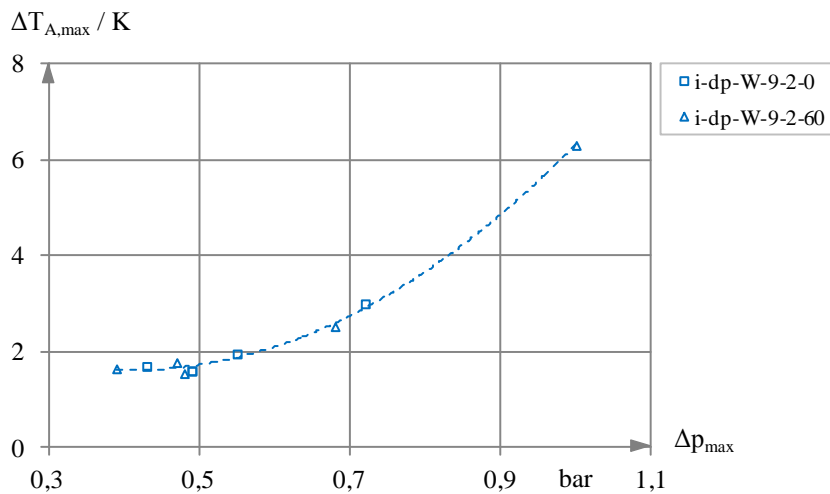
Beispielversuch aus der Reihe i-dp-W-9-2-60 ( $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 2^\circ$ ,  $L_{ti} = 60 \text{ mm}$ )

→ Druckabsenkung durch Abblasen am Sicherheitsventil



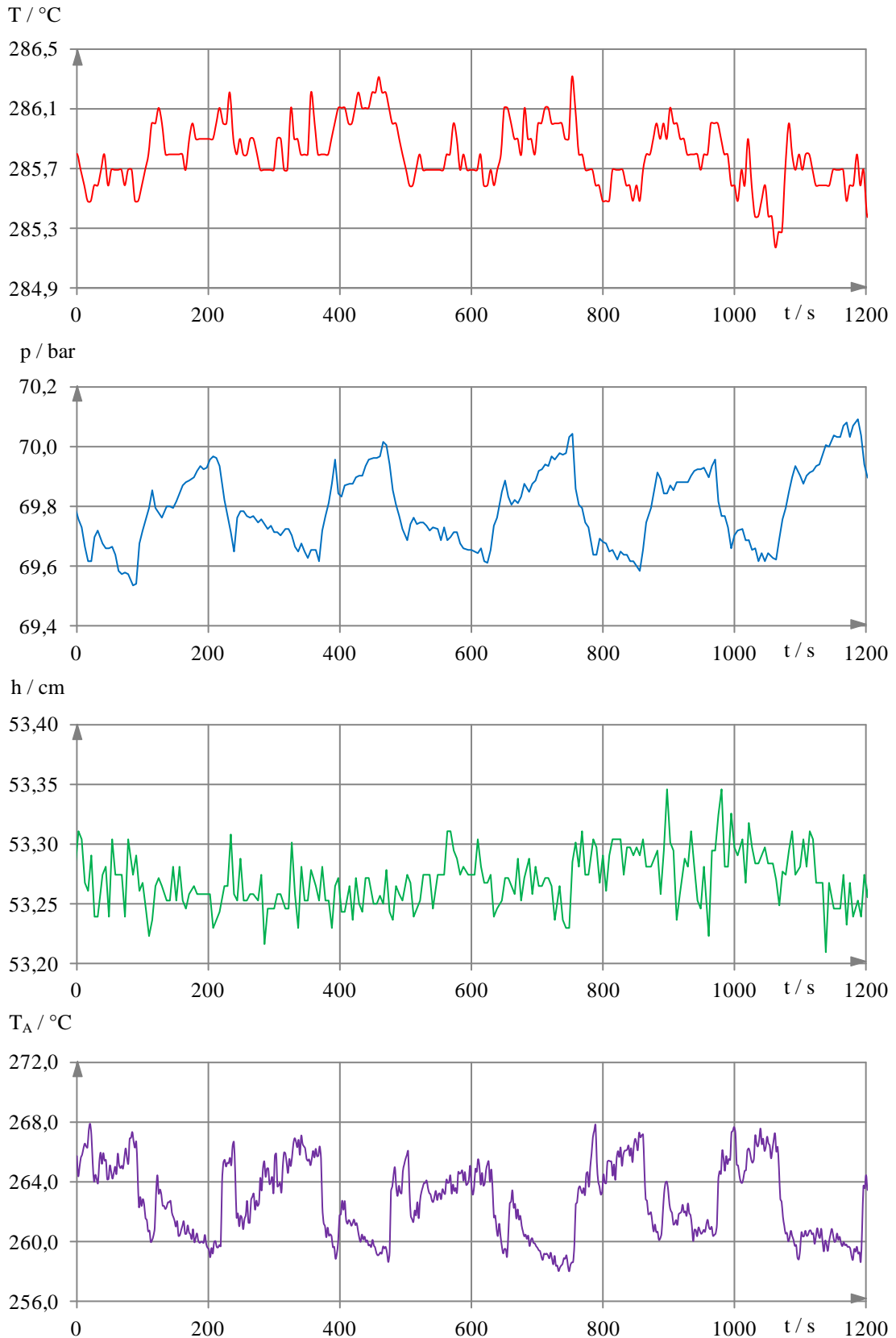
### Zusammenfassung der Kenngrößen

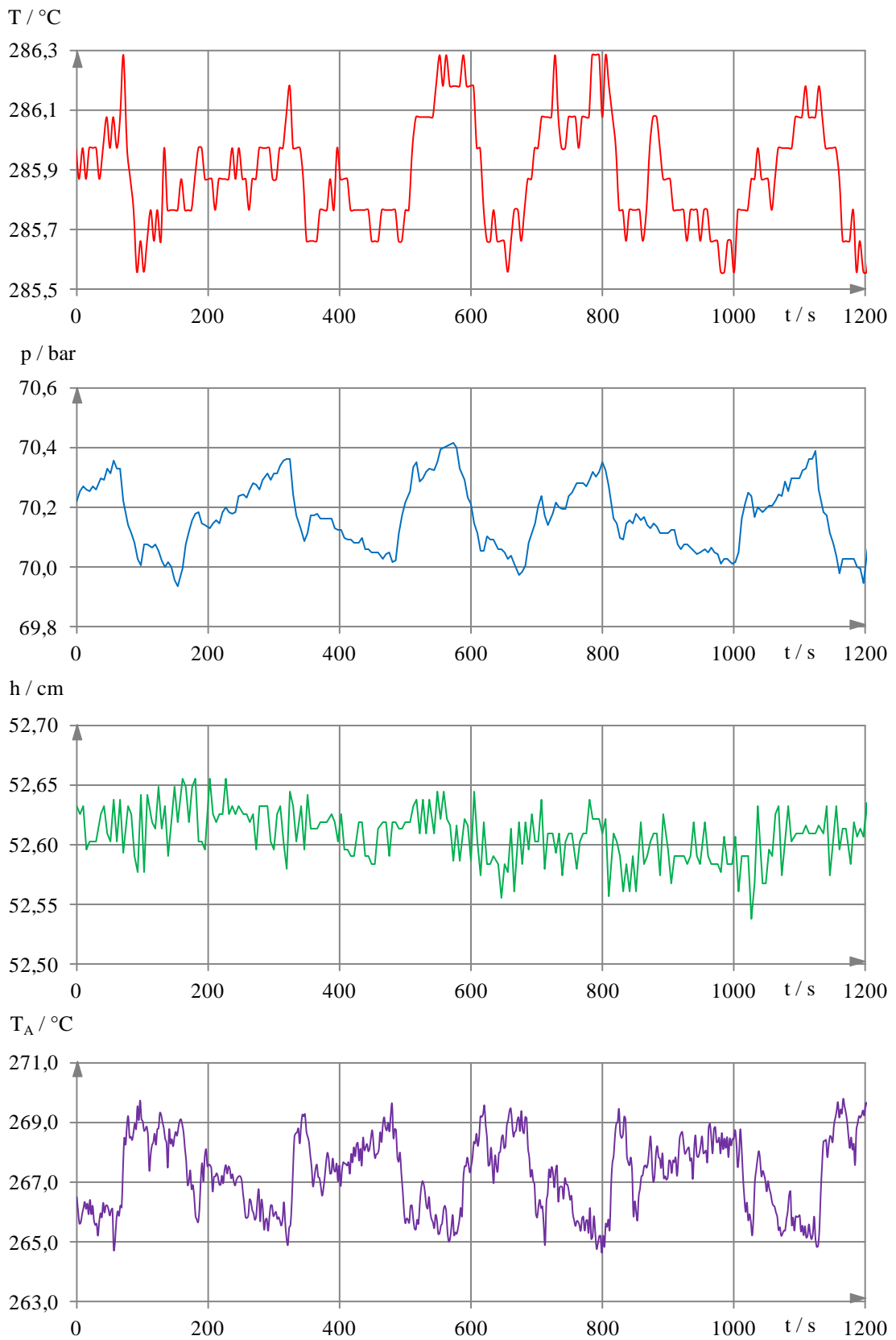
		Berechnung des Druckimpulses			Berechnung der Wandtemperaturänderung		
		$p_0$ [bar]	$p_{dp}$ [bar]	$\Delta p_{max}$ [bar]	$T_{A,0}$ [° C]	$T_{A,dp}$ [° C]	$\Delta T_{A,max}$ [K]
i-dp-W-9-2-0	1	70,49	69,77	0,72	267,48	264,48	3,00
	2	69,94	69,45	0,49	267,88	266,28	1,60
	3	69,46	68,97	0,49	266,67	265,08	1,59
	4	69,57	69,02	0,55	267,28	265,33	1,95
	5	69,76	69,33	0,43	266,95	265,26	1,69
i-dp-W-9-2-60	1	70,27	69,27	1,00	266,95	260,64	6,30
	2	70,62	70,23	0,39	266,68	265,04	1,64
	3	69,87	69,39	0,48	266,85	265,31	1,54
	4	70,54	70,07	0,47	266,82	265,05	1,77
	5	70,75	70,07	0,68	267,70	265,18	2,52

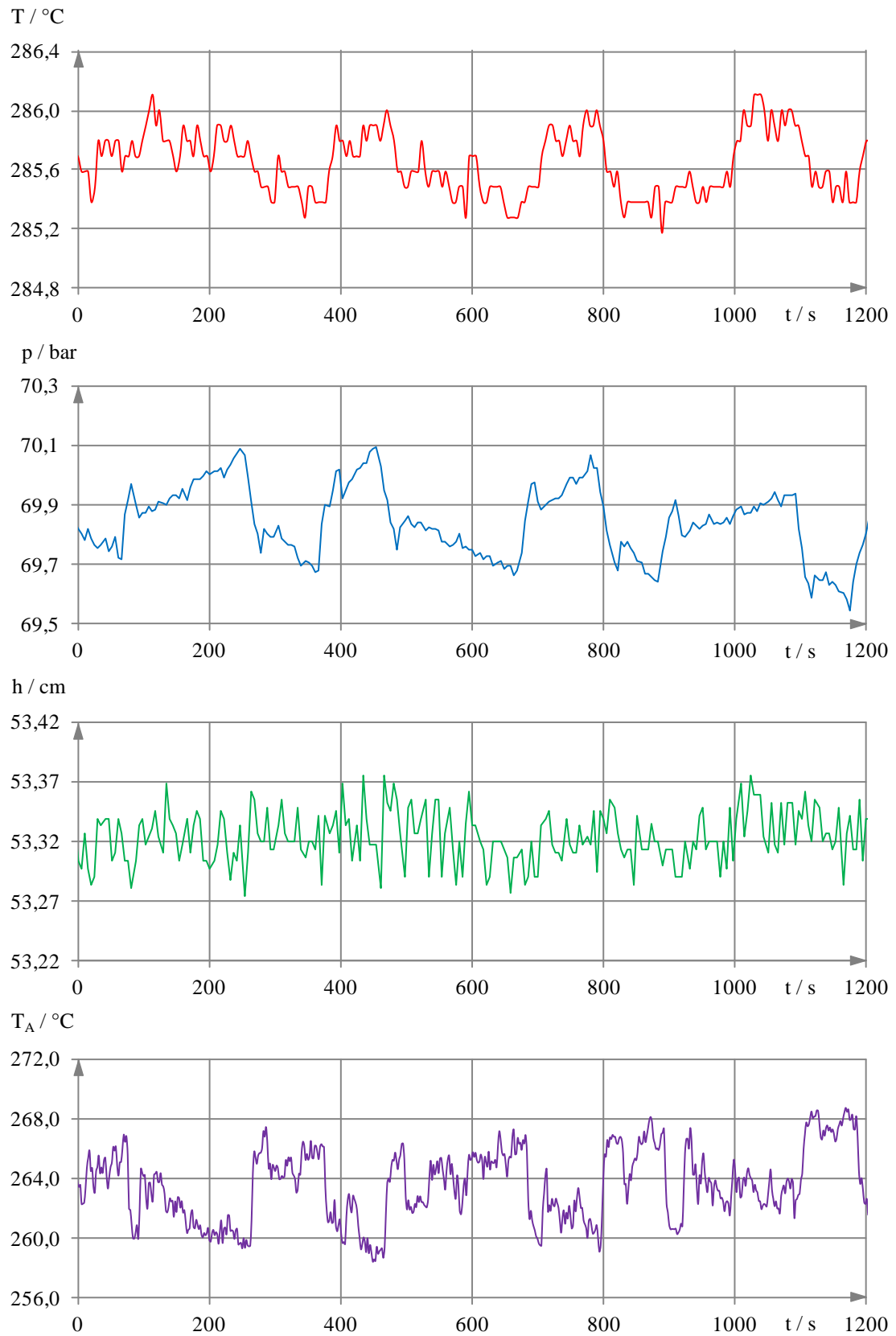


### A5.2-3 Ausgewählte Daten der Thermografie-Experimente an Wasser/Dampf-Phasengrenzflächen bei SWR-Parametern (hoher Behälterfüllstand)

Beispielversuch aus der Reihe i-hL-W-9-2-0 ( $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 2^\circ$ ,  $L_{ii} = 0 \text{ mm}$ )



**Beispielversuch aus der Reihe i-hL-W-9-2-60 ( $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 2^\circ$ ,  $L_{ij} = 60 \text{ mm}$ )**

**Beispielversuch aus der Reihe i-hL-W-9-3-0 ( $d_j = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 3^\circ$ ,  $L_{ij} = 0 \text{ mm}$ )**

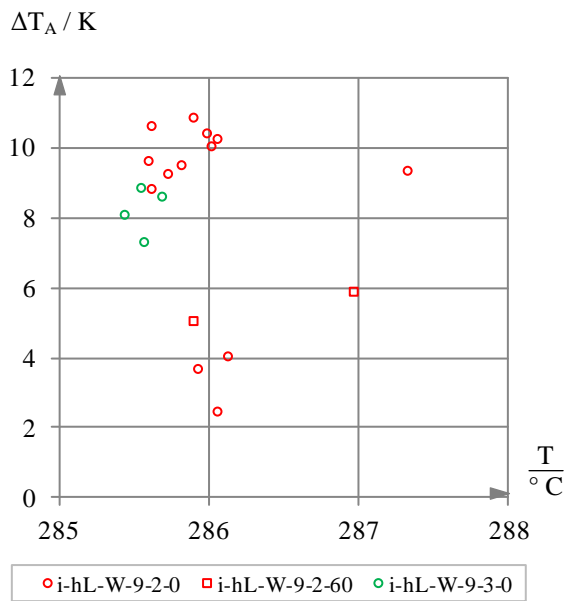
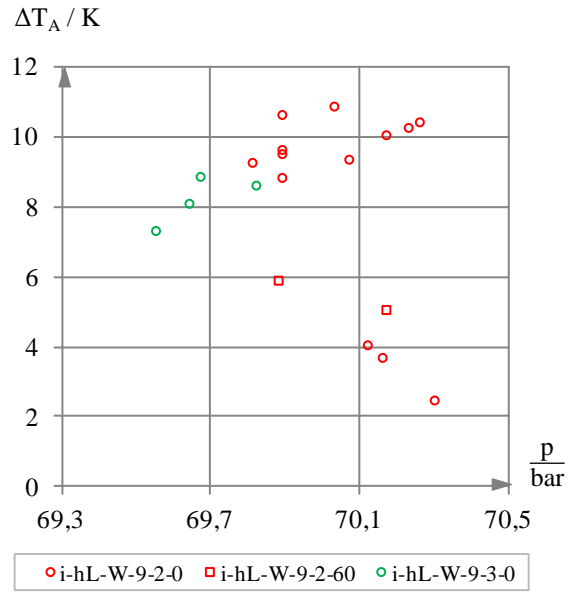
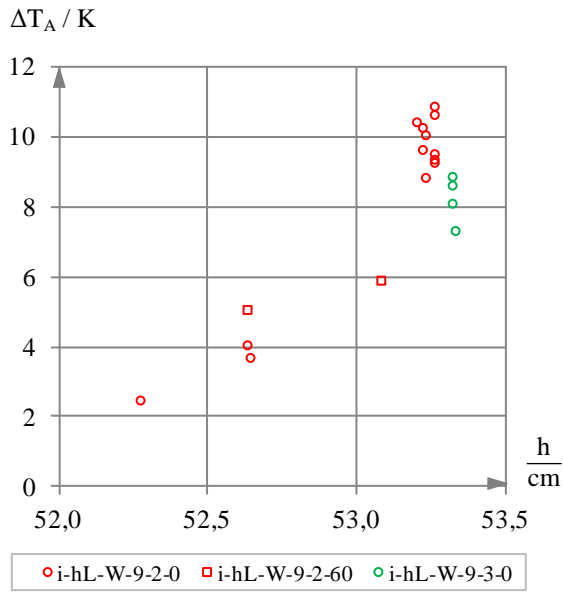
## Zusammenfassung der Kenngrößen

		Betriebsparameter							
		$\bar{p}$ [bar]	$s_p$ [bar]	$\bar{\tau}$ [s]	$s_\tau$ [s]	$\bar{T}$ [°C]	$s_T$ [°C]	$\bar{h}$ [cm]	$s_h$ [cm]
i-hL-W-9-2-0	1	69,81	0,12	252,40	4,20	285,72	0,23	53,26	0,02
	2	69,89	0,12	240,20	7,60	285,81	0,23	53,26	0,02
	3	70,07	0,11	287,10	3,60	285,32	0,21	53,26	0,02
	4	69,89	0,12	355,10	24,40	285,61	0,20	53,23	0,02
	5	70,12	0,13	236,80	0,90	286,12	0,20	52,63	0,02
	6	70,16	0,10	335,90	4,20	285,92	0,18	52,64	0,02
	7	69,89	0,13	239,50	7,90	285,61	0,20	53,26	0,02
	8	70,03	0,12	275,70	2,80	285,89	0,22	53,26	0,02
	9	69,89	0,12	289,90	17,10	285,59	0,20	53,22	0,02
	10	70,17	0,11	280,90	8,20	286,01	0,26	53,23	0,03
	11	70,23	0,10	290,70	1,10	286,05	0,15	53,22	0,02
	12	70,26	0,11	451,20	51,40	285,98	0,18	53,20	0,03
i-hL-W-9-2-60	1	70,17	0,11	263,90	3,50	285,89	0,18	52,63	0,02
	2	69,88	0,10	300,90	29,70	286,96	0,22	53,08	0,04
i-hL-W-9-3-0	1	69,67	0,18	218,30	1,50	285,54	0,28	53,32	0,02
	2	69,82	0,13	279,80	0,80	285,68	0,21	53,32	0,03
	3	69,64	0,13	218,10	19,90	285,43	0,23	53,32	0,02
	4	69,55	0,12	236,50	6,90	285,56	0,21	53,33	0,04

		IR-Messdaten		Gegenüberstellung der IR- und Prozess-Messdaten			
		$\Delta T_A$ [K]	$s_{\Delta T_A}$ [K]	$T_A = f(p)$	$R^2(T_A, p)$	$T_A = f(T)$	$R^2(T_A, T)$
i-hL-W-9-2-0	1	9,29	0,44	$T_A \sim 1/p$	0,7762	$T_A \sim 1/T$	0,1059
	2	9,54	0,86	$T_A \sim 1/p$	0,8159	$T_A \sim 1/T$	0,2245
	3	9,38	0,52	$T_A \sim 1/p$	0,7261	$T_A \sim 1/T$	0,2137
	4	8,86	1,40	$T_A \sim 1/p$	0,6692	$T_A \sim 1/T$	0,2645
	5	4,07	0,44	$T_A \sim 1/p$	0,5548	$T_A \sim 1/T$	0,4393
	6	3,71	0,42	$T_A \sim 1/p$	0,3776	$T_A \sim 1/T$	0,2155
	7	10,66	0,70	$T_A \sim 1/p$	0,6972	$T_A \sim 1/T$	0,3248
	8	10,90	0,58	$T_A \sim 1/p$	0,7415	$T_A \sim 1/T$	0,4006
	9	9,66	1,28	$T_A \sim 1/p$	0,6683	$T_A \sim 1/T$	0,2721
	10	10,08	0,52	$T_A \sim 1/p$	0,7437	$T_A \sim 1/T$	0,3044
	11	10,29	0,48	$T_A \sim 1/p$	0,7306	$T_A \sim 1/T$	0,1964
	12	10,45	0,80	$T_A \sim 1/p$	0,7600	$T_A \sim 1/T$	0,1689
i-hL-W-9-2-60	1	5,08	0,10	$T_A \sim 1/p$	0,7677	$T_A \sim 1/T$	0,4477
	2	5,92	0,34	$T_A \sim 1/p$	0,8022	$T_A \sim 1/T$	0,3275
i-hL-W-9-3-0	1	8,89	0,50	$T_A \sim 1/p$	0,7456	$T_A \sim 1/T$	0,3752
	2	8,64	0,70	$T_A \sim 1/p$	0,7405	$T_A \sim 1/T$	0,1067
	3	8,12	0,66	$T_A \sim 1/p$	0,7620	$T_A \sim 1/T$	0,3377
	4	7,34	0,32	$T_A \sim 1/p$	0,3133	$T_A \sim 1/T$	0,2989

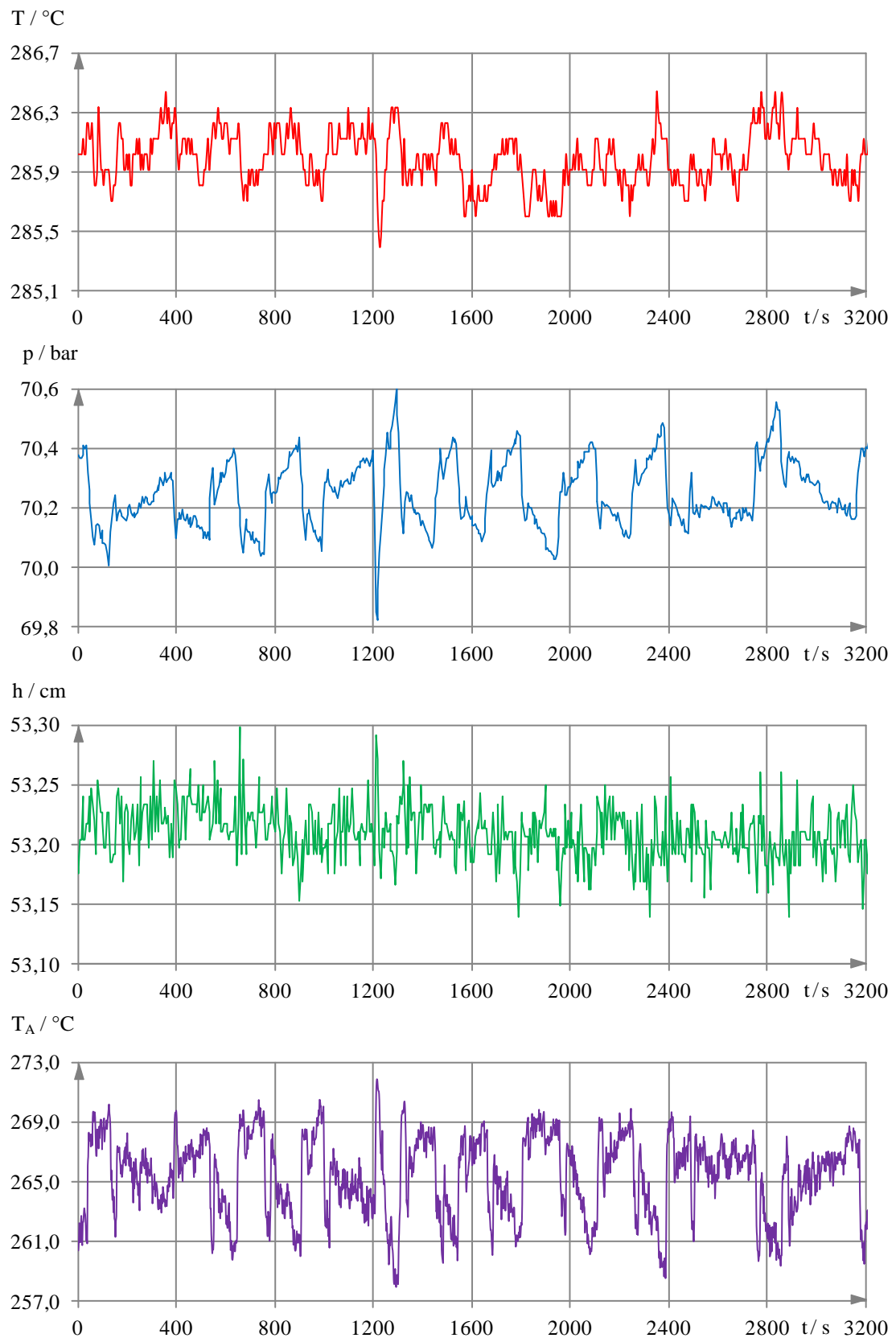


Darstellung der Schwankungsbreite für die lokalen Außenwandtemperaturen



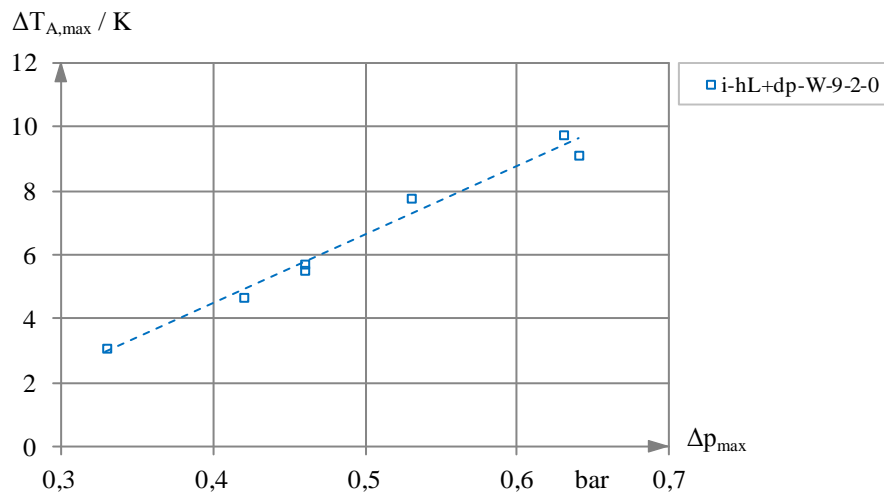
Beispielversuch aus der Reihe i-hL+dp-W-9-2-0 ( $d_i = 9 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 2^\circ$ ,  $L_{ji} = 0 \text{ mm}$ )

→ Druckabsenkung durch Abschalten der Heizung



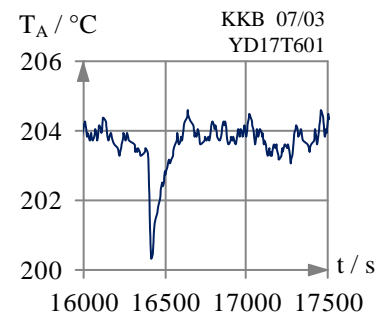
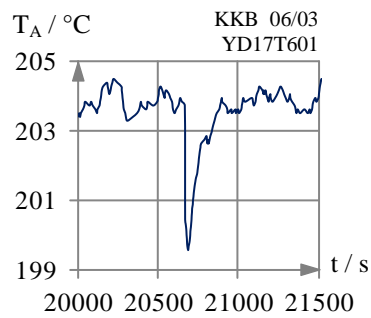
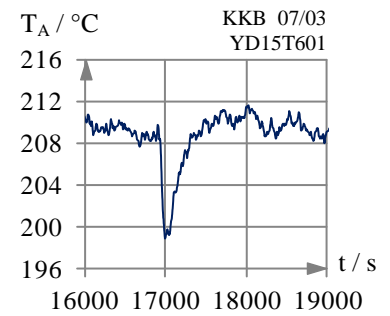
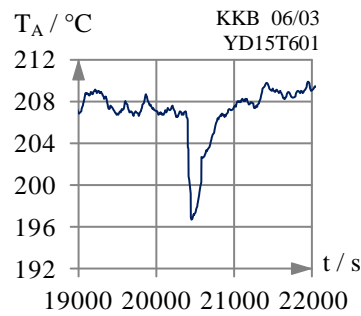
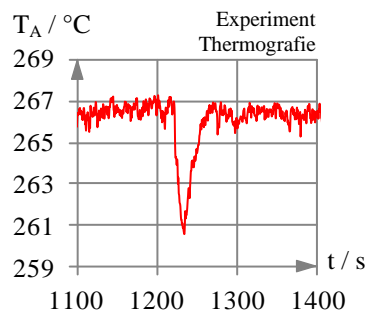
### Zusammenfassung der Kenngrößen

		Berechnung des Druckimpulses			Berechnung der Wandtemperaturänderung		
		$p_0$ [bar]	$p_{dp}$ [bar]	$\Delta p_{max}$ [bar]	$T_{A,0}$ [°C]	$T_{A,dp}$ [°C]	$\Delta T_{A,max}$ [K]
<b>i-hL+dp-W-9-2-0</b>	1	69,92	69,46	0,46	271,31	265,58	5,73
	2	70,15	69,82	0,33	266,69	263,59	3,10
	3	70,01	69,38	0,63	261,89	271,67	9,78
	4	70,01	69,48	0,53	266,08	273,87	7,79
	5	70,39	69,75	0,64	262,73	271,86	9,14
	6	69,68	69,22	0,46	266,75	261,22	5,53
	7	69,41	68,99	0,42	266,75	262,06	4,69

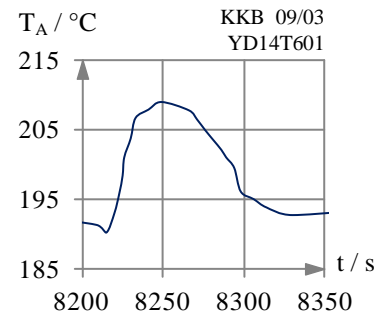
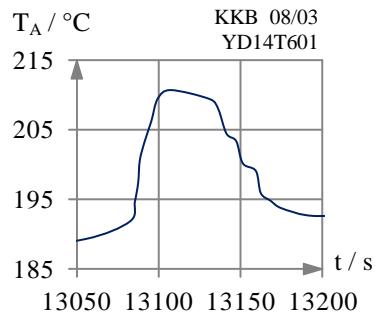
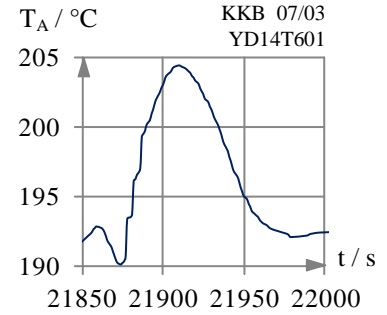
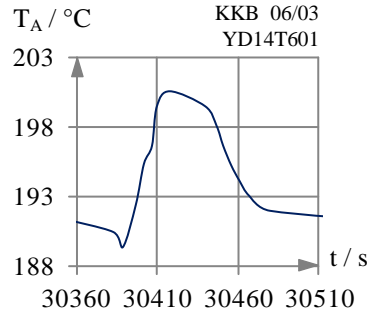
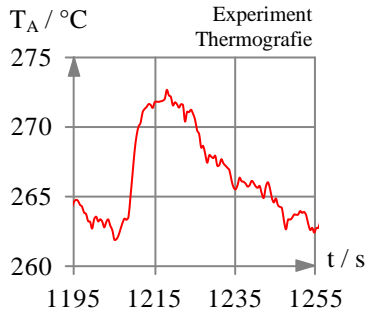


### A5.2-4 Vergleich der Thermografie-Messdaten mit den im KKB-NKPG festgestellten Temperaturpulsationen

Vergleich der Temperaturpulsationen vom Typ NL [Ipm05] mit den IRT-Messdaten eines Experimentes mit negativem Druckimpuls (Versuchsreihe i-dp-W):



Vergleich der Temperaturpulsationen vom Typ NH [Ipm05] mit den IRT-Messdaten eines Experimentes mit negativem Druckimpuls bei gleichzeitigem Eintrag von Wasser in das NKPG (Versuchsreihe i-hL+dp-W):



### A5.3 Auswirkung der gemessenen Temperaturpulsationen auf die hydrostatische Füllstandsmessung

Die Kennzeichnung der Thermografie-Experimente zur Untersuchung der Topologie und Stabilität von Wasser/Dampf-Phasengrenzen in SWR-NKPG bei nichtidealer Geometrie und gestörter Prozessführung erfolgt durch die nachfolgende Tabelle. Zur Unterscheidung der Kennbuchstaben und Kennziffern dient ein Trennstrich.

	Bedeutung	Wert
1. Kennbuchstabe	Art der Messung	i...Infrarot-Thermografie
2. Kennbuchstabe (Die Kombination zweier Störgrößen wird durch das Symbol „+“ ausgedrückt.)	Art der Störgröße	00...stationär dp...Druckabsenkung hL...erhöhter Füllstand
3. Kennbuchstabe	Fluidpaar	W...Wasser/Dampf
1. Kennziffer	Rohrinnendurchmesser	$d_i$ in mm
2. Kennziffer	Neigungswinkel	$\alpha$ in °
3. Kennziffer	Länge der Isolierung	$L_{ti}$ in mm

Als Beispiel bezeichnet i-hL+dp-W-9-2-0 die thermografische Analyse der in einem um 2° geneigten, thermisch nicht isolierten Pegelgefäß mit 9 mm Innendurchmesser befindlichen Wasser/Dampf-Phasengrenzfläche. Die stationäre Betriebsweise der Anlage ist durch einen erhöhten Behälterfüllstand gekennzeichnet und wird durch einen negativen Druckimpuls gestört. Die Versuchsreihen beinhalten aus statistischen Gründen mehrere Einzelversuche unter identischen Bedingungen. Um diese zu benennen, wird die Notation durch einen Punkt und eine vierte Kennziffer aufsteigend indiziert (Beispiel: i-hL+dp-W-9-2-0.1).

Die Experimente decken folgende teilfaktorielle Versuchsmatrix ab:

		Wasser/Dampf bei $T = 286 \text{ °C}$ , $p = 70 \text{ bar}$	
Länge der thermischen Isolierung an der NKPG-Einbindung $L_{ti}$ [mm]		0	60
Prozesscharakteristik	stationär	i-00-W-9-2-0	i-00-W-9-2-60
		i-00-W-9-3-0	i-00-W-9-3-60
		i-00-W-9-4-0	i-00-W-9-4-60
		i-00-W-9-6-0	-
	schnelle Druckabsenkung $\Delta p = 0,4 \dots 1 \text{ bar}$	i-dp-W-9-2-0	i-dp-W-9-2-60
	hoher Füllstand im Druckbehälter $h \geq 52,5 \text{ cm}$	i-hL-W-9-2-0	i-hL-W-9-2-60
		i-hL-W-9-3-0	-
	$\Delta p = 0,3 \dots 0,7 \text{ bar}$	i-hL+dp-W-9-2-0	-

Der Gesamtfehler des berechneten Füllstandes  $\Delta h_C$  folgt aus dem Gauß'schen Fehlerfortpflanzungsgesetz

$$\Delta h_C = \sqrt{\left(\frac{\partial h_C}{\partial(\Delta\rho_{LG})}\right)^2 \cdot \Delta(\Delta\rho_{LG})^2 + \left(\frac{\partial h_C}{\partial(\Delta\rho_{VG})}\right)^2 \cdot \Delta(\Delta\rho_{VG})^2 + \left(\frac{\partial h_C}{\partial(\Delta p)}\right)^2 \cdot \Delta(\Delta p)^2}$$

mit

$$\frac{\partial h_C}{\partial(\Delta\rho_{LG})} = -\frac{1}{\Delta\rho_{LG}^2} \cdot \left( \Delta\rho_{VG} \cdot H - \frac{\Delta p}{g} \right)$$

$$\frac{\partial h_C}{\partial(\Delta\rho_{VG})} = \frac{H}{\Delta\rho_{LG}}$$

$$\frac{\partial h_C}{\partial(\Delta p)} = -\frac{1}{\Delta\rho_{LG} \cdot g}$$

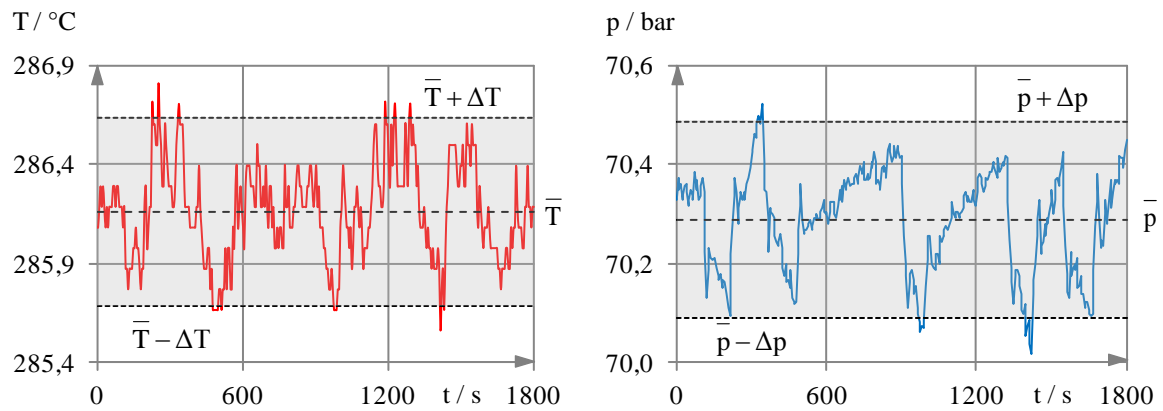
Die partiellen Ableitungen werden mit den arithmetischen Mittelwerten der Parameter im störungsfreien Zustand berechnet. Diese berücksichtigen im stationären Versuch die vollständige Messdauer, während bei negativen Druckimpulsen lediglich das Zeitfenster vor und nach der Impulsantwort einbezogen wird.

Die zur Berechnung der Einzelfehler erforderlichen maximalen Unterschiede in den Messsignalen werden über die gesamte Versuchsdauer ermittelt. Sie beschreiben im stationären Experiment den Vertrauensbereich von 95 % des Mittelwertes ( $\Delta x = \pm 1,96 \cdot s$ ), wodurch vereinzelt auftretende Ausreißer unberücksichtigt bleiben. In den Versuchen mit negativen Druckimpulsen wird der tatsächliche Abstand der lokalen Extremwerte eines Zeitverlaufes in die Berechnung einbezogen. Die Grenzen der Prozessparameter zur Bestimmung der Dichteunterschiede und ihrer Schwankungsbreite<sup>54</sup> sind nachfolgend für die beiden Fälle dargestellt. Der Gesamtfehler der hydrostatischen Füllstandsmessung bei einem konstanten Referenzpegel berücksichtigt die schattierten Bereiche, wobei die um  $T_U = 20 \pm 2 \text{ °C}$  schwankende Umgebungstemperatur als zusätzliche Einflussgröße zu berücksichtigen ist.

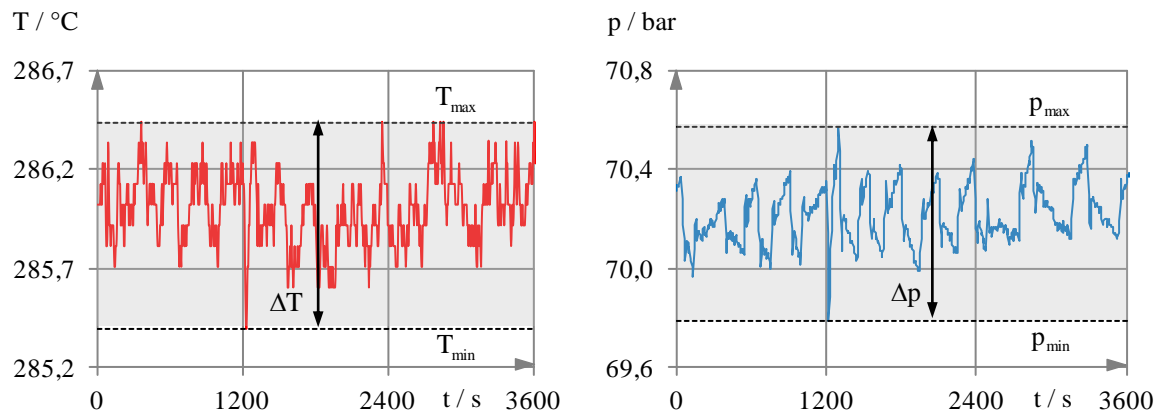
---

<sup>54</sup> Die Berechnung der Dichten erfolgt mit der Stoffwertbibliothek REFPROP, Version 8.0 (National Institute of Standards and Technology, NIST).

**Parametergrenzen zur Bestimmung der Dichteunterschiede und ihrer Schwankungsbreite für Messreihen im stationären Zustand (i-00-W und i-hL-W)**



**Parametergrenzen zur Bestimmung der Dichteunterschiede und ihrer Schwankungsbreite für Messreihen mit schnellen Druckabsenkungen (i-dp-W und i-hL+dp-W)**





### A5.3-1 Statistische Kenngrößen der Kampagne i-00-W (stationärer Zustand)

Die Umgebungstemperatur variierte innerhalb der Versuchskampagne um  $T_U = 20 \pm 2 \text{ °C}$ .

Ohne thermische Isolierung des NKPG:

		Betriebsparameter					
		$\bar{p}$ [bar]	$\Delta p$ [bar]	$\bar{T}$ [°C]	$\Delta T$ [°C]	$\bar{h}$ [cm]	$\Delta h$ [cm]
i-00-W-9-2-0	1	69,577	0,233	285,375	0,412	51,481	0,078
	2	69,698	0,257	285,701	0,417	51,511	0,081
	3	70,215	0,194	286,046	0,447	50,796	0,075
	4	69,685	0,200	285,485	0,408	52,139	0,078
	5	69,771	0,216	285,821	0,329	52,149	0,078
	6	69,893	0,218	285,732	0,398	52,152	0,081
	7	70,003	0,237	285,968	0,380	52,162	0,081
	8	70,099	0,261	285,941	0,435	51,547	0,081
	9	70,189	0,278	285,901	0,429	51,543	0,078
	10	69,524	0,218	285,541	0,388	51,489	0,072
	11	69,590	0,227	285,450	0,400	51,487	0,072
	12	69,617	0,220	285,504	0,374	51,485	0,069
	13	69,592	0,249	285,535	0,459	51,480	0,078
	14	70,291	0,257	286,076	0,400	52,230	0,075
	15	70,371	0,198	286,203	0,265	51,410	0,072
i-00-W-9-3-0	1	70,329	0,174	285,998	0,412	50,814	0,069
	2	70,350	0,163	286,151	0,319	50,800	0,075
	3	70,147	0,218	286,031	0,439	52,202	0,081
	4	70,359	0,225	286,192	0,457	52,204	0,078
	5	70,432	0,225	286,353	0,555	52,230	0,084
	6	70,503	0,220	286,263	0,437	52,249	0,078
	7	69,794	0,206	285,604	0,384	51,325	0,075
	8	69,861	0,225	285,603	0,402	51,159	0,069
	9	69,898	0,298	285,730	0,463	51,100	0,075
	10	70,042	0,235	285,858	0,519	52,519	0,075
	11	70,045	0,265	285,685	0,559	52,485	0,078
i-00-W-9-4-0	1	70,404	0,263	286,162	0,490	50,884	0,078
	2	70,495	0,210	286,341	0,423	50,894	0,066
	3	70,538	0,174	286,285	0,463	52,331	0,066
	4	70,556	0,192	286,344	0,441	52,316	0,075
	5	69,971	0,231	285,745	0,433	51,102	0,078
	6	70,018	0,237	285,857	0,476	51,046	0,069
	7	70,020	0,212	285,932	0,402	50,975	0,069
	8	69,986	0,237	285,873	0,406	50,922	0,075
	9	69,557	0,214	285,357	0,510	52,583	0,087
	10	69,690	0,218	285,709	0,490	52,623	0,075
	11	69,746	0,249	285,661	0,514	52,626	0,087
i-00-W-9-6-0	1	70,279	0,212	286,12	0,421	51,14	0,078
	2	70,287	0,198	286,16	0,474	51,14	0,075
	3	69,882	0,225	285,69	0,498	51,06	0,081
	4	69,880	0,220	285,74	0,480	50,99	0,072
	5	69,818	0,221	285,72	0,466	50,92	0,069
	6	69,561	0,184	285,48	0,394	52,79	0,084
	7	69,644	0,239	285,57	0,510	52,79	0,081

		Dichteunterschiede				Differenzdruck		Fehler $h_c$
		$\overline{\Delta\rho_{LG}}$	$\Delta(\Delta\rho_{LG})$	$\overline{\Delta\rho_{VG}}$	$\Delta(\Delta\rho_{VG})$	$\Delta p$	$\Delta(\Delta p)$	$\Delta h_c$
		[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[10 <sup>-3</sup> bar]	[10 <sup>-3</sup> bar]	[cm]
i-00-W-9-2-0	1	704,203	0,283	881,873	1,003	13,315	0,023	0,089
	2	703,918	0,307	881,653	1,001	13,296	0,023	0,090
	3	702,689	0,236	881,214	1,041	13,827	0,023	0,092
	4	703,949	0,236	881,759	1,026	12,867	0,022	0,090
	5	703,732	0,260	881,552	0,979	12,860	0,022	0,087
	6	703,452	0,260	881,532	1,009	12,871	0,022	0,089
	7	703,187	0,278	881,367	0,988	12,868	0,022	0,088
	8	702,962	0,313	881,327	1,009	13,302	0,023	0,090
	9	702,749	0,332	881,289	0,992	13,313	0,023	0,090
	10	704,327	0,260	881,817	1,000	13,300	0,023	0,089
	11	704,174	0,276	881,824	0,996	13,309	0,023	0,089
	12	704,102	0,266	881,782	0,996	13,312	0,023	0,089
	13	704,169	0,299	881,779	1,019	13,312	0,023	0,091
	14	702,510	0,313	881,160	0,983	12,845	0,022	0,089
	15	702,324	0,238	881,059	0,953	13,414	0,023	0,085
i-00-W-9-3-0	1	702,430	0,213	881,185	1,038	13,826	0,023	0,091
	2	702,366	0,192	881,091	1,006	13,834	0,023	0,089
	3	702,856	0,260	881,256	1,029	12,852	0,022	0,091
	4	702,358	0,268	881,078	1,029	12,866	0,022	0,091
	5	702,171	0,269	880,956	1,074	12,851	0,022	0,094
	6	702,013	0,261	880,968	1,027	12,846	0,022	0,091
	7	703,685	0,251	881,650	1,005	13,436	0,023	0,089
	8	703,519	0,274	881,609	1,004	13,557	0,023	0,089
	9	703,438	0,360	881,528	1,000	13,597	0,023	0,091
	10	703,089	0,282	881,394	1,058	12,629	0,022	0,093
	11	703,094	0,321	881,474	1,061	12,656	0,022	0,094
i-00-W-9-4-0	1	702,238	0,315	881,058	1,025	13,780	0,023	0,092
	2	702,031	0,246	880,931	1,026	13,777	0,023	0,091
	3	701,933	0,208	880,938	1,063	12,792	0,022	0,093
	4	701,886	0,231	880,896	1,040	12,803	0,022	0,091
	5	703,273	0,276	881,483	1,015	13,602	0,023	0,090
	6	703,153	0,290	881,408	1,035	13,642	0,023	0,092
	7	703,149	0,252	881,369	1,012	13,689	0,023	0,090
	8	703,234	0,282	881,419	1,008	13,724	0,023	0,090
	9	704,250	0,260	881,890	1,060	12,552	0,022	0,093
	10	703,931	0,267	881,651	1,046	12,528	0,022	0,092
	11	703,804	0,298	881,644	1,048	12,532	0,022	0,093
i-00-W-9-6-0	1	702,537	0,252	881,147	1,022	13,596	0,023	0,091
	2	702,523	0,231	881,123	1,061	13,595	0,023	0,093
	3	703,472	0,269	881,557	1,044	13,628	0,023	0,092
	4	703,485	0,262	881,535	1,042	13,674	0,023	0,092
	5	703,625	0,267	881,580	1,042	13,713	0,023	0,092
	6	704,229	0,223	881,824	1,027	12,406	0,022	0,090
	7	704,055	0,290	881,740	1,045	12,412	0,022	0,092

Mit thermischer Isolierung des NKPG:

		Betriebsparameter					
		$\bar{p}$ [bar]	$\Delta p$ [bar]	$\bar{T}$ [°C]	$\Delta T$ [°C]	$\bar{h}$ [cm]	$\Delta h$ [cm]
i-00-W-9-2-60	1	70,235	0,239	285,933	0,361	52,162	0,069
	2	70,145	0,210	285,991	0,380	51,443	0,078
	3	69,984	0,165	285,709	0,323	52,427	0,060
	4	69,897	0,251	285,860	0,416	50,392	0,078
	5	70,635	0,243	286,338	0,404	51,395	0,084
	6	70,682	0,255	286,333	0,400	51,412	0,087
	7	69,779	0,239	285,412	0,496	51,258	0,078
	8	69,911	0,221	285,780	0,394	51,266	0,075
	9	70,546	0,241	286,198	0,382	51,507	0,078
	10	70,554	0,243	286,353	0,380	51,518	0,078
	11	70,605	0,243	286,405	0,431	51,516	0,078
	12	70,681	0,204	286,547	0,382	51,516	0,069
i-00-W-9-3-60	1	70,727	0,216	286,456	0,425	51,493	0,072
	2	70,758	0,188	286,471	0,370	51,511	0,063
	3	70,781	0,192	286,545	0,353	51,523	0,078
i-00-W-9-4-60	1	70,838	0,210	286,473	0,367	51,554	0,072
	2	70,858	0,231	286,399	0,478	51,540	0,069
	3	70,865	0,214	286,450	0,406	51,544	0,066

		Dichteunterschiede				Differenzdruck		Fehler $h_c$
		$\overline{\Delta\rho_{LG}}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\Delta(\overline{\Delta\rho_{LG}})$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\overline{\Delta\rho_{VG}}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\Delta(\overline{\Delta\rho_{VG}})$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\Delta p$ [10 <sup>-3</sup> bar]	$\Delta(\Delta p)$ [10 <sup>-3</sup> bar]	$\Delta h_c$ [cm]
i-00-W-9-2-0	1	702,643	0,278	881,258	0,983	12,890	0,022	0,088
	2	702,855	0,245	881,275	1,005	13,376	0,023	0,089
	3	703,239	0,198	881,494	1,004	12,690	0,022	0,088
	4	703,438	0,299	881,468	0,999	14,083	0,023	0,090
	5	701,699	0,292	880,854	0,997	13,444	0,023	0,089
	6	701,580	0,305	880,830	0,985	13,437	0,023	0,089
	7	703,723	0,290	881,743	1,040	13,486	0,023	0,092
	8	703,413	0,267	881,503	1,007	13,483	0,023	0,089
	9	701,912	0,292	880,967	0,987	13,362	0,023	0,089
	10	701,886	0,291	880,891	0,986	13,352	0,023	0,089
	11	701,767	0,291	880,837	1,012	13,356	0,023	0,090
	12	701,592	0,238	880,737	1,013	13,360	0,023	0,090
i-00-W-9-3-60	1	701,481	0,254	880,751	1,024	13,382	0,023	0,091
	2	701,401	0,228	880,731	1,008	13,372	0,023	0,089
	3	701,354	0,224	880,679	0,999	13,364	0,023	0,088
i-00-W-9-4-60	1	701,209	0,252	880,689	1,002	13,350	0,023	0,089
	2	701,162	0,275	880,707	1,040	13,363	0,023	0,092
	3	701,154	0,259	880,684	1,019	13,360	0,023	0,091

### A5.3-2 Statistische Kenngrößen der Kampagne i-dp-W (hoher Behälterfüllstand)

Die Umgebungstemperatur variierte innerhalb der Versuchskampagne um  $T_U = 20 \pm 2 \text{ °C}$ .

		Betriebsparameter					
		$\bar{p}$ [bar]	$\Delta p$ [bar]	$\bar{T}$ [°C]	$\Delta T$ [°C]	$\bar{h}$ [cm]	$\Delta h$ [cm]
i-hL-W-9-2-0	1	69,814	0,243	285,722	0,459	53,264	0,072
	2	69,889	0,229	285,810	0,461	53,258	0,072
	3	70,069	0,220	285,317	0,419	53,257	0,069
	4	69,895	0,231	285,605	0,400	53,226	0,069
	5	70,116	0,255	286,123	0,390	52,632	0,072
	6	70,165	0,198	285,916	0,355	52,640	0,072
	7	69,886	0,257	285,610	0,382	53,244	0,066
	8	70,033	0,235	285,889	0,433	53,244	0,060
	9	69,891	0,241	285,587	0,396	53,219	0,066
	10	70,170	0,220	286,010	0,512	53,232	0,075
	11	70,228	0,243	286,052	0,300	53,218	0,066
	12	70,265	0,229	285,981	0,347	53,203	0,081
i-hL-W-9-3-0	1	69,674	0,347	285,541	0,555	53,317	0,063
	2	69,828	0,245	285,675	0,425	53,323	0,069
	3	69,640	0,249	285,431	0,453	53,320	0,072
	4	69,545	0,245	285,547	0,408	53,332	0,075

		Dichteunterschiede				Differenzdruck		Fehler $h_c$
		$\overline{\Delta \rho_{LG}}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\Delta(\Delta \rho_{LG})$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\overline{\Delta \rho_{VG}}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\Delta(\Delta \rho_{VG})$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\Delta p$ [10 <sup>-3</sup> bar]	$\Delta(\Delta p)$ [10 <sup>-3</sup> bar]	$\Delta h_c$ [cm]
i-hL-W-9-2-0	1	703,638	0,292	881,578	1,022	12,096	0,022	0,091
	2	703,459	0,276	881,499	1,036	12,105	0,022	0,092
	3	703,034	0,261	881,629	1,017	12,136	0,022	0,090
	4	703,446	0,283	881,591	0,998	12,133	0,022	0,089
	5	702,923	0,306	881,233	0,986	12,550	0,022	0,089
	6	702,809	0,236	881,304	1,002	12,555	0,022	0,089
	7	703,472	0,311	881,592	0,981	12,120	0,022	0,088
	8	703,115	0,283	881,385	1,013	12,127	0,022	0,090
	9	703,459	0,290	881,599	0,990	12,138	0,022	0,088
	10	702,796	0,261	881,256	1,061	12,145	0,022	0,093
	11	702,663	0,236	881,203	0,976	12,158	0,022	0,087
	12	702,570	0,254	881,220	0,984	12,174	0,022	0,088
i-hL-W-9-3-0	1	703,969	0,414	881,734	1,019	12,051	0,022	0,093
	2	703,612	0,292	881,597	1,007	12,058	0,022	0,090
	3	704,050	0,299	881,805	1,014	12,049	0,022	0,090
	4	704,280	0,297	881,800	0,997	12,028	0,022	0,089

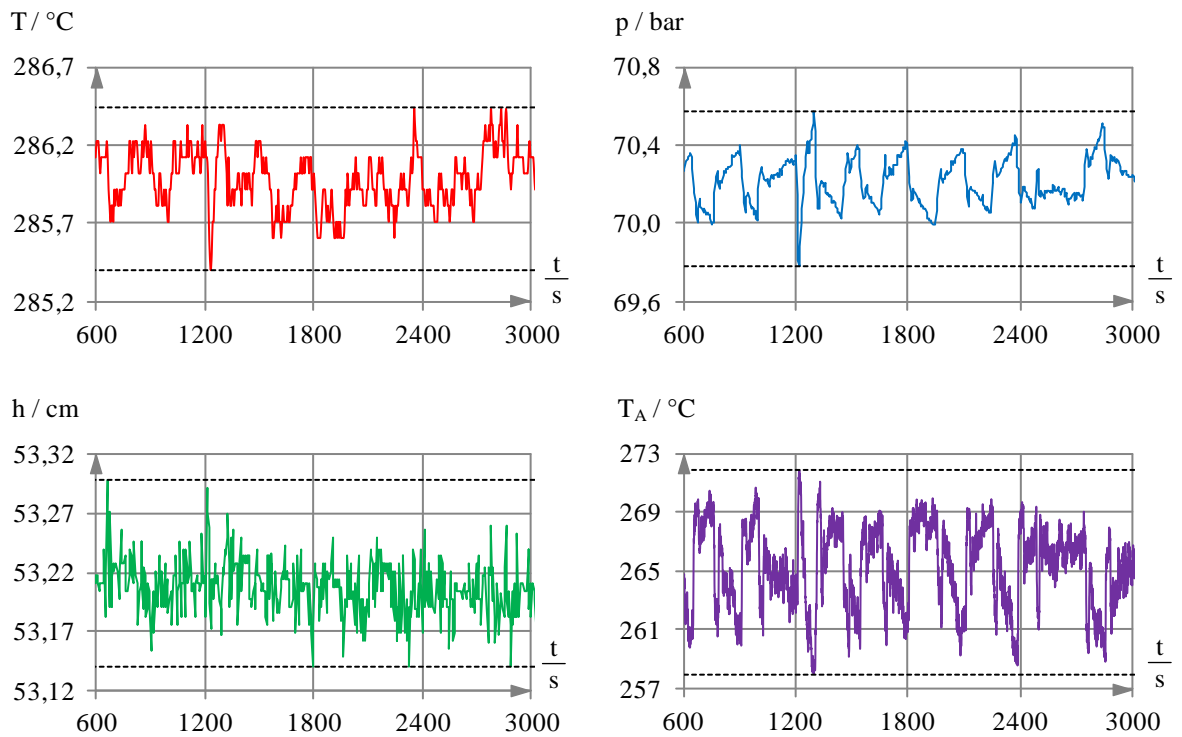
### A5.3-3 Statistische Kenngrößen der Kampagnen i-dp-W (negative Druckimpulse) und i-hL+dp-W (negative Druckimpulse bei erhöhtem Behälterfüllstand)

Die Umgebungstemperatur variierte innerhalb der Versuchskampagne um  $T_U = 20 \pm 2 \text{ °C}$ . Um eine Vergleichbarkeit der Daten zu gewährleisten und nicht zu suggerieren, dass sich der Messfehler verdoppelt, wurden die Schwankungen in den Füllstandssignalen durch die Halbierung ihrer insgesamten Breite als Bereich behandelt. Es sei darauf hingewiesen, dass die lokalen Extremwerte des Behälterfüllstandes in der Realität nicht symmetrisch um den Mittelwert verteilt sind.

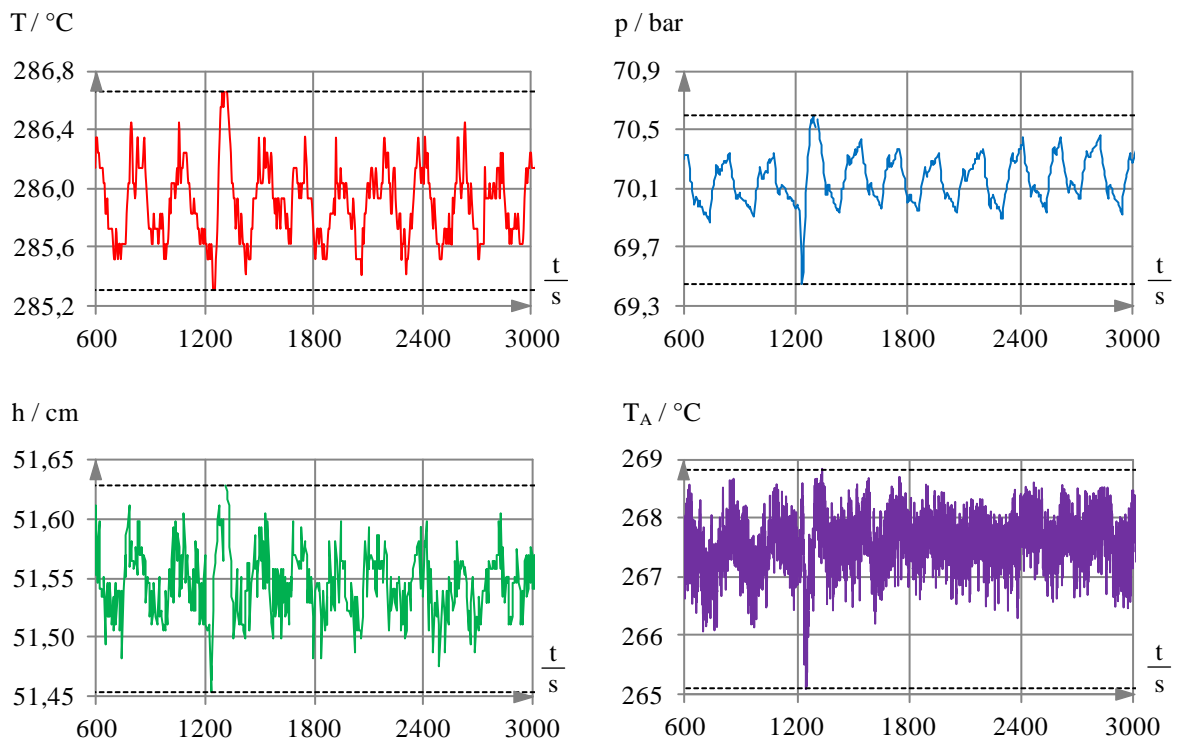
		Betriebsparameter					
		$\bar{p}$ [bar]	$\Delta p$ [bar]	$\bar{T}$ [°C]	$\Delta T$ [°C]	$\bar{h}$ [cm]	$\Delta h$ [cm]
i-dp-W- 9-2-0	1	70,144	1,150	285,92	1,665	51,550	0,098
	2	69,451	0,850	285,482	1,248	51,533	0,067
	3	69,557	0,850	285,496	0,832	51,488	0,102
	4	69,605	0,581	285,520	1,041	51,483	0,088
i-dp-W- 9-2-60	1	70,659	0,788	286,336	1,040	51,404	0,090
	2	69,845	0,750	285,596	1,144	51,262	0,102
	3	70,550	0,787	286,276	1,144	51,513	0,076
	4	70,643	0,843	286,476	1,144	51,516	0,082
i-hL+dp-W- 9-2-0	1	69,960	0,837	285,750	1,248	53,244	0,060
	2	70,031	0,825	285,799	0,728	53,226	0,063
	3	70,247	0,787	286,017	0,936	53,211	0,063
	4	69,593	0,731	285,489	0,936	53,326	0,068
	5	69,751	1,032	285,608	1,248	53,320	0,056

		Dichteunterschiede				Differenzdruck		Fehler $h_c$
		$\overline{\Delta \rho_{LG}}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\Delta(\overline{\Delta \rho_{LG}})$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\overline{\Delta \rho_{VG}}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\Delta(\overline{\Delta \rho_{VG}})$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\Delta p$ [10 <sup>-3</sup> bar]	$\Delta(\Delta p)$ [10 <sup>-3</sup> bar]	$\Delta h_c$ [cm]
i-dp-W- 9-2-0	1	702,855	0,690	881,308	1,024	13,307	0,023	0,102
	2	704,497	0,513	881,882	1,003	13,265	0,023	0,095
	3	704,251	0,512	881,821	0,902	13,305	0,023	0,088
	4	704,135	0,351	881,780	1,026	13,312	0,023	0,092
i-dp-W- 9-2-60	1	701,639	0,469	880,842	0,974	13,441	0,023	0,092
	2	703,568	0,451	881,623	1,001	13,484	0,023	0,093
	3	701,899	0,469	880,929	1,000	13,357	0,023	0,094
	4	701,679	0,503	880,787	0,984	13,358	0,023	0,093
i-hL+dp-W- 9-2-0	1	703,293	0,506	881,488	1,006	12,123	0,022	0,095
	2	703,127	0,495	881,427	0,889	12,141	0,022	0,087
	3	702,617	0,475	881,212	0,950	12,166	0,022	0,090
	4	704,165	0,437	881,803	0,962	12,038	0,022	0,090
	5	703,791	0,624	881,666	0,954	12,055	0,022	0,096

Zeitverläufe der Messsignale in einem Experiment mit negativem Druckimpuls und dem gleichzeitigen Eintrag von Wasser in das Pegelgefäß (i-hL+dp-W)



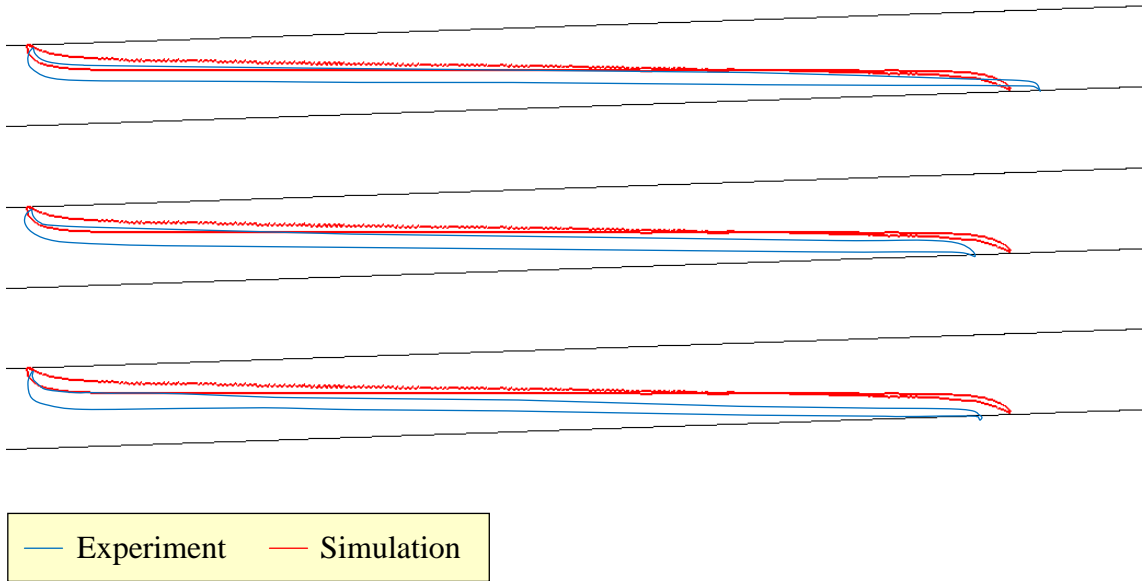
Zeitverläufe der Messsignale in einem Experiment mit negativem Druckimpuls (i-dp-W)



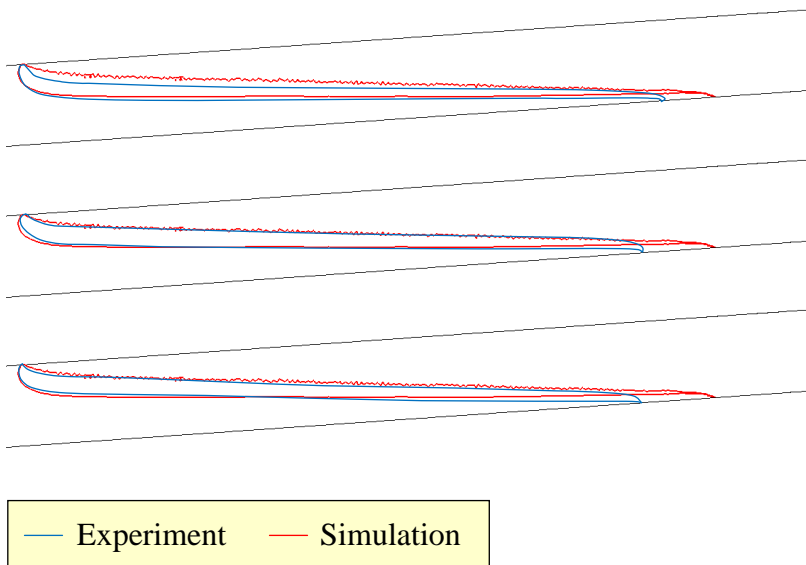
## A6.1 Experimentelle Validierung der in Ansys CFX 14 implementierten Teilmodelle bei Umgebungsparametern

Vergleich der experimentell ermittelten und der numerisch in Ansys CFX 14 simulierten Ethanol/Luft-Phasengrenzflächen bei Umgebungsbedingungen

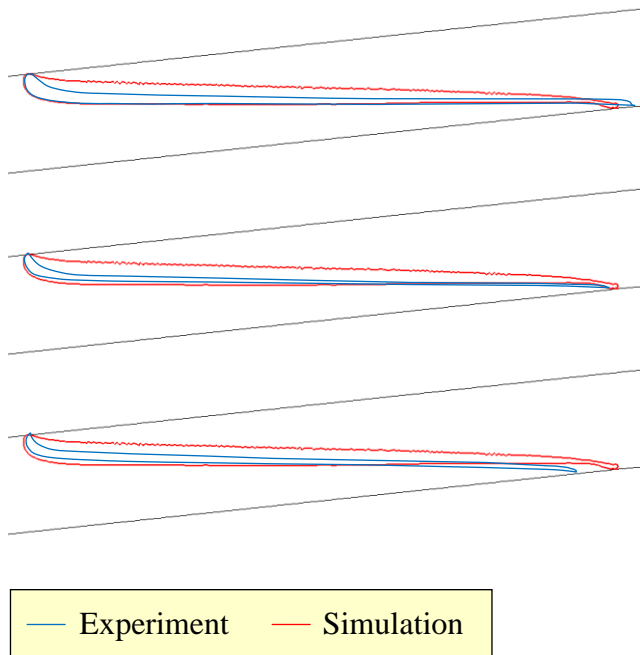
Ethanol/Luft/Polycarbonat, Innendurchmesser  $d_i = 9$  mm, Neigungswinkel  $\alpha = 2^\circ$



Ethanol/Luft/Polycarbonat, Innendurchmesser  $d_i = 9$  mm, Neigungswinkel  $\alpha = 4^\circ$

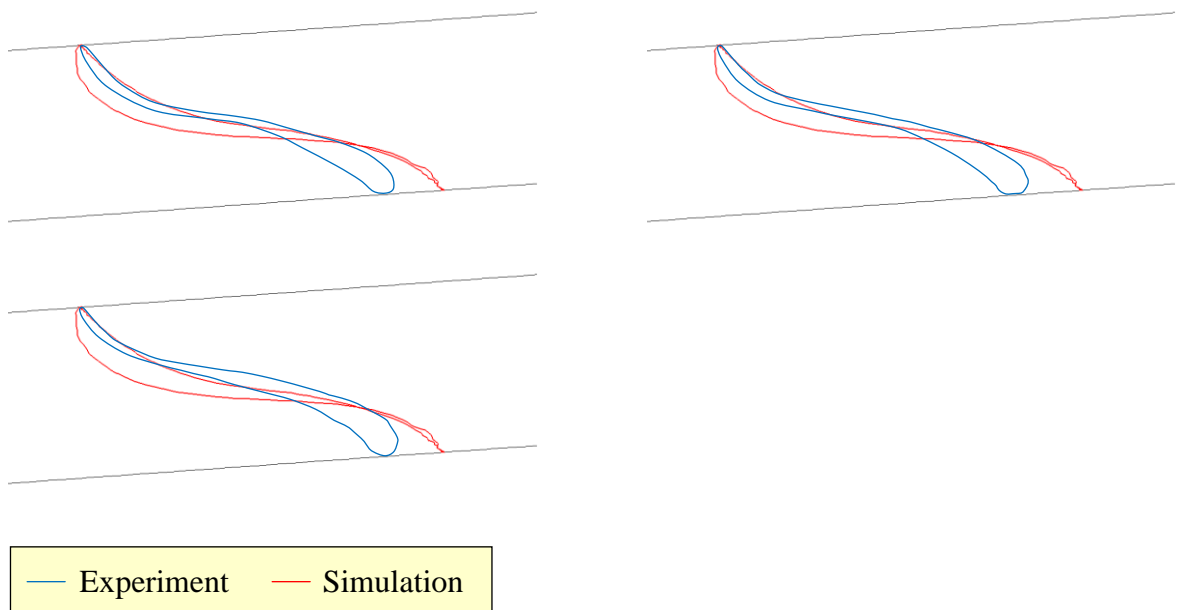


Ethanol/Luft/Polycarbonat, Innendurchmesser  $d_i = 12$  mm, Neigungswinkel  $\alpha = 6^\circ$



Vergleich der experimentell ermittelten und der numerisch in Ansys CFX 14 simulierten Wasser/Luft-Phasengrenzflächen bei Umgebungsbedingungen

Wasser/Luft/Polycarbonat, Innendurchmesser  $d_i = 9$  mm, Neigungswinkel  $\alpha = 4^\circ$





Wasser/Luft/Polycarbonat, Innendurchmesser  $d_i = 12 \text{ mm}$ , Neigungswinkel  $\alpha = 6^\circ$

