



# **Benetzungseigenschaften und Keimbildung bei der Tropfenkondensation**

**Jakob Sablowski**

Geboren am: 25. Mai 1988 in Dresden

## **Dissertation**

zur Erlangung des akademischen Grades

## **Doktoringenieur (Dr.-Ing.)**

Erstgutachter

**Prof. Dr.-Ing. Michael Beckmann**

Zweitgutachter

**Prof. Dr.-Ing. Stephan Scholl**

Eingereicht am: 01. November 2021

Verteidigt am: 23. Februar 2022



# Kurzfassung

Die Tropfenkondensation ermöglicht im Vergleich zur Filmkondensation eine Steigerung des Wärmeübergangskoeffizienten um ein Vielfaches. Dieser Effekt ist im Sinne der Energie- und Ressourceneffizienz für zahlreiche verfahrenstechnische Anwendungen erstrebenswert. Eine Möglichkeit zur Umsetzung der Tropfenkondensation ist die Modifikation der Benetzungseigenschaften von Wärmeübertrageroberflächen durch geeignete Beschichtungen. Dadurch kann die Ausbildung eines geschlossenen Kondensatfilms verhindert werden und es bilden sich stattdessen immer wieder neue Tropfen auf freien Bereichen der Oberfläche. Die Keimbildungsvorgänge bei der Entstehung neuer Tropfen haben einen großen Einfluss auf den Wärmeübergang bei der Tropfenkondensation. Ein Kenntnis dieser Vorgänge ist daher für die Modellierung und Berechnung des Wärmeübergangs erforderlich. Derzeit mangelt es jedoch an geeigneten Methoden, um wichtige Parameter bei der Tropfenbildung messtechnisch zu erfassen. In diesem Zusammenhang liefert die vorliegende Arbeit einen Beitrag zur Bestimmung der Keimstellendichte bei der Tropfenkondensation von Wasser auf hydrophoben Dünnschichten.

In der Arbeit wird zunächst auf Grundlage einer Literaturrecherche ein geeignetes Wärmeübergangsmodell für die Tropfenkondensation ausgewählt und beschrieben. Anhand einer Sensitivitätsanalyse werden die Einflüsse der verschiedenen Modellparameter in dem Wärmeübergangsmodell quantifiziert. Es wird gezeigt, dass die Keimstellendichte ein Haupteinflussfaktor auf den berechneten Wärmeübergang ist. Anhand dieser Ergebnisse wird die Möglichkeit einer indirekten Bestimmung der Keimstellendichte mittels Modellkalibrierung diskutiert und es werden Anforderungen an entsprechende Kondensationsexperimente definiert. Anschließend wird ein geeignetes Messsystem beschrieben und charakterisiert. Für die Tropfenkondensation von Wasser auf dünnen Beschichtungen aus Siliciumdioxid ( $\text{SiO}_2$ ) und 1H,1H,2H,2H-Perfluordecyltriethoxysilan (PFDTES) werden Messergebnisse präsentiert. Für die Keimstellendichte werden auf dieser Grundlage Werte von  $5,8 \cdot 10^{10} \text{ m}^{-2}$  bis  $5,1 \cdot 10^{11} \text{ m}^{-2}$  für die  $\text{SiO}_2$ -Beschichtung und  $7,3 \cdot 10^{11} \text{ m}^{-2}$  bis  $1,3 \cdot 10^{12} \text{ m}^{-2}$  für die PFDTES-Beschichtung ermittelt. Diese Werte werden durch optische Untersuchungen mittels Hochgeschwindigkeitsmikroskopie gestützt. Im Ergebnis ermöglichen die Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit eine genauere Modellierung des Wärmeübergangs bei der Tropfenkondensation sowie eine Optimierung von Oberflächeneigenschaften zur Steigerung des Wärmeübergangskoeffizienten.

## Abstract

Dropwise condensation has the potential to increase the heat transfer coefficient by a multiple compared to filmwise condensation. This effect is desirable for numerous process engineering applications in terms of energy and resource efficiency. One option to implement dropwise condensation is to modify the wetting properties of heat exchanger surfaces with suitable coatings. This prevents the formation of a condensate film. Instead, new drops continue to form on free areas of the surface. The nucleation processes involved in the formation of new drops have a major influence on heat transfer during dropwise condensation. Therefore, a knowledge of these processes is required for modeling and calculating the heat transfer. However, there are currently no adequate methods to measure important parameters during drop formation. In this context, the present work provides a contribution to the determination of the nucleation site density during dropwise condensation of water on hydrophobic thin coatings.

Based on a literature review, a heat transfer model for dropwise condensation is selected and described. A sensitivity analysis is used to quantify the influences of the different model parameters in the heat transfer model. It is shown that the nucleation site density is a main influencing factor on the calculated heat transfer. Based on these results, the possibility of an indirect determination of the nucleation site density by means of model calibration is discussed and requirements for corresponding condensation experiments are defined. Subsequently, a suitable measurement system is described and characterized. Measurement results are presented for dropwise condensation of water on thin coatings of silicon dioxide ( $\text{SiO}_2$ ) and 1H,1H,2H,2H-perfluorodecyltriethoxysilane (PFDTES). On this basis, values of  $5,8 \cdot 10^{10} \text{ m}^{-2}$  to  $5,1 \cdot 10^{11} \text{ m}^{-2}$  for the  $\text{SiO}_2$  coating and  $7,3 \cdot 10^{11} \text{ m}^{-2}$  bis  $1,3 \cdot 10^{12} \text{ m}^{-2}$  for the PFDTES coating are obtained for the nucleation site density. These values are supported by optical investigations using high-speed microscopy. In conclusion, the investigations in the present work allow a more accurate modeling of the heat transfer during dropwise condensation as well as an optimization of surface properties to increase the heat transfer coefficient.

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Thermodynamische Grundlagen</b>	<b>5</b>
2.1	Wärme- und Stoffübergang bei Tropfen- und Filmkondensation .....	5
2.2	Grenzflächeneigenschaften und Benetzbarkeit .....	7
2.3	Phasenübergang und Keimbildung .....	10
<b>3</b>	<b>Stand des Wissens und der Technik</b>	<b>15</b>
3.1	Funktionalisierte Oberflächen für die Tropfenkondensation .....	15
3.2	Modelle für die Berechnung des Wärmeübergangs .....	18
3.3	Keimbildung bei der Tropfenkondensation .....	20
<b>4</b>	<b>Indirekte Messung der Keimstellendichte</b>	<b>27</b>
4.1	Ansatz für die Bestimmung der Keimstellendichte mittels Modellkalibrierung .....	27
4.2	Modellierung des Wärmeübergangs .....	28
4.2.1	Modellierungskonzept .....	28
4.2.2	Wärmedurchgang durch einen einzelnen Tropfen .....	29
4.2.3	Tropfengrößenverteilung .....	32
4.2.4	Bewertung des Modells .....	36
4.3	Sensitivitätsanalyse des Modells .....	38
4.3.1	Berechnungsmethoden der varianzbasierten Sensitivitätsanalyse .....	38
4.3.2	Definition zulässiger Wertebereiche für vier Szenarien .....	40
4.3.3	Sensitivitätsindizes der Modellparameter .....	42
4.3.4	Qualitative Sensitivitätsanalyse .....	43
4.3.5	Fazit der Sensitivitätsanalyse .....	48
4.4	Zusammenfassung der Methodik .....	49
<b>5</b>	<b>Experimenteller Aufbau</b>	<b>51</b>
5.1	Probencharakterisierung .....	51
5.2	Kontaktwinkelmessungen .....	52
5.3	Kondensationsexperimente .....	53
5.3.1	Versuchsordnung und -durchführung .....	53
5.3.2	Hochgeschwindigkeitsmikroskopie und Bildanalyse .....	58
5.3.3	Berechnung der Wärmestromdichte und der Wandunterkühlung .....	60
5.3.4	Messsystemcharakterisierung .....	63
<b>6</b>	<b>Ergebnisse und Diskussion</b>	<b>68</b>
6.1	Benetzungseigenschaften .....	68
6.2	Wärmeübergang bei den Kondensationsexperimenten .....	69
6.3	Keimstellendichte .....	72
6.3.1	Optische Methode .....	72
6.3.2	Modellkalibrierung .....	75

6.3.3	Fazit .....	77
6.4	Zusammenhang zwischen Beschichtungseigenschaften und Keimstellendichte .....	79
6.5	Einfluss der Keimstellendichte auf die Modellierung der Tropfenkondensation .....	84
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>88</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>91</b>
	<b>Abkürzungsverzeichnis</b>	<b>103</b>
	<b>Indizes</b>	<b>106</b>
	<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>108</b>
	<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>113</b>
<b>A</b>	<b>Anhang</b>	<b>114</b>
A.1	Keimbildungsrate nach <i>Kast</i> .....	114
A.2	Werkstoffzeugnisse .....	117
A.3	Kalibrierscheine .....	119
A.4	Messung des Wärmewiderstands zwischen Probenhalter und Probe .....	124
A.4.1	Probencharakterisierung.....	124
A.4.2	Bestimmung des Emissionskoeffizienten .....	124
A.4.3	Messung des Wärmewiderstands.....	125
A.5	Messergebnisse .....	127

# 1 Einleitung

Kondensation ist ein grundlegendes und weit verbreitetes Phänomen in Natur und Technik. Sie tritt unter anderem auf, wenn ein Dampf im Sättigungszustand auf eine kältere Oberfläche trifft und dort in den flüssigen Aggregatzustand übergeht. Während des Verflüssigens wird Wärme an die kältere Oberfläche übertragen. In energie- und verfahrenstechnischen Anwendungen, in denen Kondensation genutzt wird, ist der Aspekt der Wärmeübertragung von zentraler Bedeutung. So wird über die Kondensation eines Kältemittels die Wärme aus einer Kältemaschine an die Umgebung abgeführt. In dem Dampfkreislauf eines Kraftwerkes wird der Dampf nach dem Austritt aus der Turbine verflüssigt und die dabei übertragene Wärme muss, beispielsweise über Kühltürme, an die Umgebung abgeführt werden. Üblicherweise kommt es in den Wärmeübertragern bei derartigen Anwendungen zu Filmkondensation. Im Vergleich hierzu ermöglicht die Tropfenkondensation, den Wärmeübergang von dem kondensierenden Medium an die gekühlte Oberfläche um ein Vielfaches zu steigern. Dieses Potential kann realisiert werden, indem die Benetzungseigenschaften der Oberfläche so verändert werden, dass sich dort kein geschlossener Kondensatfilm ausbildet.

Eine Voraussetzung für die Auslegung entsprechender Apparate und Prozesse ist die Berechnung des Wärmeübergangs. Im Vergleich zu der herkömmlichen Filmkondensation, bei der die *Nußelt'sche* Wasserhauttheorie [1] bereits seit dem Jahr 1916 eine Berechnung des Wärmeübergangs ermöglicht, stellen sich bei der Modellierung der Tropfenkondensation andere Herausforderungen. Das Wechselspiel zwischen der Bildung neuer Tropfen, deren Wachstum, dem Zusammenfließen mit anderen Tropfen und schließlich dem Abfließen größerer Tropfen führt dazu, dass der Wärmeübergang durch Phänomene in verschiedenen Größen- und Zeitskalen beeinflusst wird. Ein einzelner Tropfen bildet sich mit einer Größe im Nanometerbereich aus der Gasphase und wächst dann bis zu Größen über einem Millimeter an, bevor er von der Oberfläche abfließt. Durch das Zusammenfließen mit anderen Tropfen ist dieses Wachstum gleichzeitig von einer hohen Dynamik geprägt, bei der es zu schnellen Bewegungen des Tropfens auf der Oberfläche kommt. Auf dieser Ebene handelt es sich bei der Tropfenkondensation um einen hochgradig instationären Vorgang. Bei Betrachtung größerer Zeitbereiche und größerer Flächen, bei denen viele Tropfen gleichzeitig vorhanden sind, lässt sich der Kondensationsprozess jedoch anhand stationärer Größen beschreiben, wenn die Randbedingungen konstant sind. Für die Anzahl der unterschiedlich großen Tropfen auf der Kondensationsfläche bildet sich dann eine charakteristische und konstante Verteilung heraus. Diese charakteristische Tropfengrößenverteilung ist eine wichtige Grundlage für die Berechnung der Wärmestromdichte bei der Tropfenkondensation.

Die Tropfengrößenverteilung ist zunächst unbekannt und muss deshalb für die Berechnung des Wärmeübergangs ebenfalls modelliert oder gemessen werden. Auch hier spielen Phänomene in unterschiedlichen Größenordnungen eine nicht zu vernachlässigende Rolle. Die Anzahl und Verteilung von kleineren Tropfen hängen maßgeblich davon ab, auf welche Weise neue Tropfen auf der Kondensationsoberfläche entstehen. Bei diesem Vorgang handelt es sich um heterogene Keimbildung, bei der sich aus der Gasphase eine neue Phase (das flüssige Kondensat) an einer bereits vorhandenen festen Phase (der gekühlten Wand) bildet. Die thermodynamischen Zusammenhänge bei der Keimbildung sind komplex und bislang nicht abschließend geklärt. Die Frage, wie viele neue Tropfen auf einer Kondensationsoberfläche entstehen, lässt sich mit bekannten Keimbildungstheorien für realistische Randbedingungen nicht zufriedenstellend beantworten. Aufgrund der Größenskalen im Nanometerbereich stellt sich zudem ein messtechnisches Problem: Eine optische Beobachtung der Tropfen ist hier nicht mehr unmittelbar möglich.

Etablierte Modelle für die Tropfenkondensation adressieren das Problem der Keimbildung durch die Einführung des Modellparameters der Keimstellendichte. Dieser Parameter gibt an, wie viele Tropfenkeime sich bezogen auf eine freie Kondensationsoberfläche bilden. Unter Kenntnis der Keimstellendichte lässt sich die Tropfengrößenverteilung und schließlich die Wärmestromdichte berechnen. Im Zusammenhang mit der Keimstellendichte bei der Tropfenkondensation gibt es einen erheblichen Forschungsbedarf. Insbesondere gibt es bislang keine etablierten Methoden für die Bestimmung der Keimstellendichte unter anwendungsnahen Kondensationsbedingungen. Hierfür liefert die vorliegende Arbeit einen Beitrag. Es wird eine Methode zur indirekten Bestimmung der Keimstellendichte auf der Grundlage von Wärmeübergangsmessungen vorgestellt. Dabei werden folgende Kernpunkte diskutiert:

- Anhand einer Literaturrecherche zur Modellierung des Wärmeübergangs wird ein geeignetes Modell für die Tropfenkondensation auf glatten und homogenen Beschichtungen identifiziert.
- Mittels einer Sensitivitätsanalyse werden die Einflüsse der verschiedenen Modellparameter in dem gewählten Wärmeübergangsmodell quantifiziert. Dabei werden vier Szenarien miteinander verglichen und Tendenzen bezüglich des Wärmeübergangs aufgezeigt. Der Zusammenhang zwischen der Keimstellendichte und dem modellierten Wärmeübergang wird näher diskutiert.
- Für die Messung des Wärmeübergangs auf Proben mit funktionalisierten Oberflächen wird eine Versuchsanlage beschrieben. Im Rahmen einer Messsystemcharakterisierung werden die Messunsicherheiten bei den Versuchen abgeschätzt.



- Es werden Wärmeübergangsmessungen von Kondensationsversuchen auf zwei verschiedenen hydrophoben Dünnschichten präsentiert. Dabei wurden Sol-Gel-Beschichtungen aus Siliciumdioxid ( $\text{SiO}_2$ ) und Monolagen aus 1H,1H,2H,2H-Perfluordecyltriethoxysilan (PFDTES) untersucht. Beide Beschichtungen ermöglichen die Umsetzung der Tropfenkondensation und weisen dabei einen deutlich erhöhten Wärmeübergang im Vergleich zur Filmkondensation auf.
- Anhand der Wärmeübergangsmessungen und des Wärmeübergangsmodells wird über eine Modellkalibrierung die Keimstellendichte der  $\text{SiO}_2$ - und PFDTES-Beschichtungen bestimmt. Zusätzlich wird die Keimstellendichte anhand der Beobachtung der Initialkondensation mittels Hochgeschwindigkeitsmikroskopie abgeschätzt.
- Auf Grundlage der Ergebnisse aus den Kondensationsversuchen werden die Zusammenhänge zwischen Keimstellendichte, Beschichtungseigenschaften und Wärmeübergang bei der Tropfenkondensation diskutiert.

Die in dieser Arbeit präsentierten Ergebnisse dienen der detaillierten Charakterisierung der  $\text{SiO}_2$ - und PFDTES-Beschichtungen für die Tropfenkondensation. Durch den Vergleich des Kondensationsverhaltens auf zwei verschiedenen Beschichtungen bei gleichen Prozessbedingungen wird untersucht, ob es sich bei der Keimstellendichte vorrangig um eine oberflächenspezifische Eigenschaft handelt oder ob die Keimstellendichte in erster Linie durch die Prozessbedingungen bestimmt wird. Hierfür wird eine Methodik beschrieben und angewendet, die sich zukünftig auch für die Bestimmung der Keimstellendichte bei anderen dünnen Beschichtungen und anderen Prozessbedingungen anwenden lässt und damit eine Grundlage für die systematische Weiterentwicklung von Wärmeübergangsmodellen für die Tropfenkondensation liefert.

Die Arbeit gliedert sich in sieben Kapitel. In Kapitel 2 werden zunächst die Phänomene der Film- und Tropfenkondensation voneinander abgegrenzt und anschließend einige zentrale thermodynamische Grundlagen der Benetzungs- und der Keimbildungstheorie zusammengefasst. In Kapitel 3 wird ein Überblick über den Stand der Technik bei Oberflächenmodifikationen für die Umsetzung der Tropfenkondensation gegeben. Für die Modellierung des Wärmeübergangs sowie die Keimbildung bei der Tropfenkondensation wird der Stand des Wissens zusammengefasst und bewertet. In Kapitel 4 wird auf Grundlage eines Berechnungsmodells für den Wärmeübergang die Möglichkeit der indirekten Bestimmung der Keimstellendichte über eine Modellkalibrierung dargestellt. Hierfür wird das gewählte Wärmeübergangsmodell zunächst ausführlich beschrieben. In einer qualitativen und quantitativen Sensitivitätsanalyse werden die Einflüsse der einzelnen Modellparameter herausgearbeitet. Auf dieser Grundlage werden Randbedingungen definiert, unter denen der Zusammenhang zwischen der Keimstellendichte und dem modellierten Wärmeübergang besonders ausgeprägt ist. In Kapitel 5

werden der experimentelle Aufbau und die Methodik der Kondensationsexperimente dargelegt. In diesem Rahmen erfolgt eine Charakterisierung der verwendeten Kondensationsproben und eine Messsystemcharakterisierung des Versuchsaufbaus für die Kondensationsexperimente. Weiterhin wird erläutert, wie die Keimstellendichte durch eine Beobachtung der Initialkondensation mittels Hochgeschwindigkeitsmikroskopie abgeschätzt werden kann. Kapitel 6 enthält die experimentellen Ergebnisse der Kondensationsexperimente sowie die optisch und mittels Modellkalibrierung ermittelten Keimstellendichten. Die Zusammenhänge zwischen der Keimstellendichte und den Eigenschaften der verwendeten Beschichtungen werden diskutiert. Es werden Implikationen der ermittelten Zusammenhänge für die Modellierung der Tropfenkondensation aufgezeigt. Die Arbeit schließt mit einer Zusammenfassung und einem Ausblick in Kapitel 7.

## 2 Thermodynamische Grundlagen

### 2.1 Wärme- und Stoffübergang bei Tropfen- und Filmkondensation

Der Phasenübergang eines Fluids aus dem gasförmigen in den flüssigen Aggregatzustand wird als Kondensation bezeichnet. Die Voraussetzung hierfür ist das Unterschreiten der Siedetemperatur des kondensierenden Stoffes<sup>1</sup>. Bei der Kondensation wird an der Phasengrenze zwischen dem flüssigen Kondensat und der gasförmigen Phase die Verdampfungsenthalpie frei. Gleichzeitig strömt, aufgrund des Dichteunterschiedes zwischen flüssiger und gasförmiger Phase, Dampf in Richtung der Phasengrenze. Der Wärmeübergang bei der Kondensation ist deshalb stets mit einem Stofftransport verbunden. Um den Vorgang der Kondensation aufrechtzuerhalten, muss die freiwerdende Wärme mittels Wärmeleitung oder Konvektion durch das Kondensat hindurch abgeführt werden.

Technische Anwendungen, in denen die Kondensation eine Rolle spielt, finden sich beispielsweise in der Kraftwerkstechnik, in der chemischen Industrie und in der Kältetechnik. Insbesondere bei thermodynamischen Kreisprozessen (z. B. in einem Dampfkraftwerk oder einer Kompressionskältemaschine), bei thermischen Trennverfahren (z. B. Meerwasserentsalzung und Erdölraffination) und bei Kühlanwendungen mit Heatpipes ist die Wärmeübertragung bei Kondensation ein zentraler Aspekt. Bei diesen Anwendungen kommen in der Regel Wärmeübertrager zum Einsatz, in denen das kondensierende Medium und das Kühlmedium räumlich voneinander getrennt sind (rekuperative Wärmeübertrager). Das gasförmige Medium, beispielsweise der Wasserdampf in einem Kraftwerksprozess, kondensiert an der gekühlten Wand zwischen den beiden Medien. Die gekühlte Wand ist hier beispielsweise ein Wärmeübertragerrohr oder, im Falle eines Plattenwärmeübertragers, eine Wärmeübertragerplatte. Die bei der Kondensation freiwerdende Wärme wird durch das Kondensat und die gekühlte Wand an das Kühlmedium übertragen. In der Regel bildet sich dabei ein geschlossener Kondensatfilm, der die komplette Oberfläche der gekühlten Wand bedeckt. In diesem Fall handelt es sich um Filmkondensation. In Abhängigkeit von dem Benetzungsverhalten des Kondensats auf der Oberfläche kann es zu einem zweiten Kondensationsmodus kommen, bei dem das Kondensat tropfenförmig an der gekühlten Wand auftritt und sich kein

---

<sup>1</sup> Die thermodynamischen Betrachtungen zum Phasenübergang sind in der vorliegenden Arbeit stets auf Reinstoffsysteme bezogen. Auf eine Unterscheidung zwischen Siedetemperatur und Taupunkttemperatur wird aus diesem Grund verzichtet. Weiterhin werden die Begriffe „gasförmig“ und „Gasphase“ allgemein für Stoffe im gasförmigen Aggregatzustand, und somit beispielsweise auch für Dämpfe im Sättigungszustand, verwendet.

geschlossener Film ausgebildet. Dieses Phänomen wird als Tropfenkondensation bezeichnet. Dabei sind im Vergleich zu der Filmkondensation deutlich höhere Wärmeübergangskoeffizienten möglich. Abbildung 2.1 zeigt schematisch die beiden Phänomene.

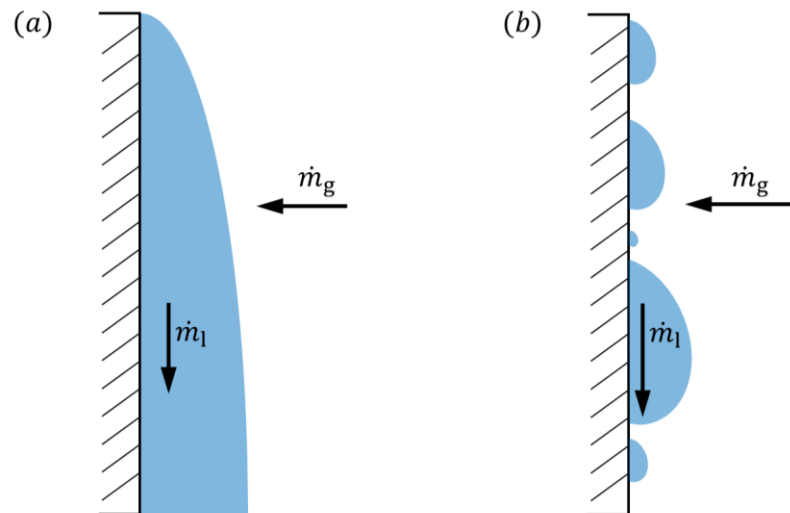


Abbildung 2.1: Schematische Darstellung von (a) Filmkondensation und (b) Tropfenkondensation an einer senkrechten gekühlten Wand mit den Richtungen des nachströmenden Dampfmassestroms  $\dot{m}_g$  und des aufgrund der Schwerkraft abfließenden Kondensatmassestroms  $\dot{m}_l$ .

Eine Theorie zur Berechnung des Wärmeübergangs bei Filmkondensation wurde bereits 1916 von *Nußelt* vorgestellt [1]. Der dort beschriebene Ansatz ist bis heute für die Berechnung der Filmkondensation etabliert und wird als *Nußelt'sche Wasserhauttheorie* bezeichnet. Kern dieses Ansatzes ist die Annahme, dass der Wärmeübergang bei der Filmkondensation im Wesentlichen von der Wärmeleitung durch den Kondensatfilm bestimmt wird. Die Filmdicke, die Stoffeigenschaften und das Strömungsprofil des Kondensatfilms sind wesentliche Einflussfaktoren auf den Wärmeübergang. Ausführliche Erläuterungen der *Nußelt'schen Wasserhauttheorie* finden sich in der Fachliteratur, beispielsweise bei *Baehr* und *Stephan* [2, S. 507 ff.].

Die Berechnung des Wärmeübergangs bei Tropfenkondensation hat sich im Vergleich zur Filmkondensation als herausfordernder dargestellt und ist bis heute Gegenstand der Forschung. Ein grundlegender, bis heute relevanter Modellansatz wurde im Jahr 1966 von *Le Fevre* und *Rose* vorgestellt [3]. In Abschnitt 3.2 wird ein Überblick über den derzeitigen Stand des Wissens bezüglich der Modellierung des Wärmeübergangs gegeben. Im Gegensatz zu der Filmkondensation spielen bei der Tropfenkondensation die Wechselwirkungen an der Phasengrenze zwischen Kondensat und gekühlter Wand eine zentrale

Rolle. Diese physikalischen und chemischen Wechselwirkungen sind ausschlaggebend für das Benetzungsverhalten des Kondensats auf der Oberfläche und damit für die Bildung und die Dynamik der Kondensattropfen. Im folgenden Abschnitt 2.2 werden die grundlegenden Zusammenhänge bei der Benetzung näher erläutert. Ein weiterer Unterschied zur Filmkondensation ist die kontinuierliche Bildung neuer Tropfen nach dem Abfließen eines Tropfens von der gekühlten Wand. Hierbei handelt es sich um Keimbildungsprozesse, die in Abschnitt 2.3 grundlegend erläutert werden.

## 2.2 Grenzflächeneigenschaften und Benetzbarkeit

Wenn eine Flüssigkeit in Kontakt mit einer anderen Oberfläche kommt, treten an den Grenzflächen der beteiligten Phasen auf Molekülebene elektromagnetische Wechselwirkungen auf. Diese Wechselwirkungen sind ausschlaggebend für das makroskopisch beobachtbare Verhalten von Mehrphasensystemen, wie z. B. das Benetzungsverhalten eines Tropfens auf einer festen Oberfläche. Für die Beschreibung derartiger Phänomene lassen sich die komplexen Wechselwirkungen an einer Phasengrenze zu der Grenzflächenspannung  $\sigma$  zusammenfassen. Die Grenzflächenspannung beschreibt die Tendenz eines Mehrphasensystems, die Fläche der Phasengrenzen zu minimieren, um einen energetisch günstigen Zustand einzunehmen. Sie gibt zugleich die Energiemenge an, die nötig ist, um eine Phasengrenze unter isothermen Bedingungen zu vergrößern. Die Grenzflächenspannung einer Flüssigkeit gegenüber ihrer eigenen Gasphase wird auch als Oberflächenspannung bezeichnet. Abbildung 2.2 zeigt die Benetzung einer festen Oberfläche durch einen Tropfen und die drei dabei wirkenden Grenzflächenspannungen.

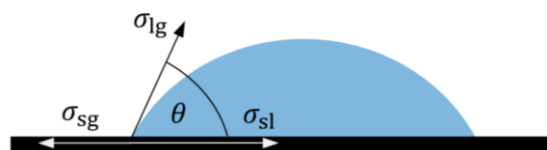


Abbildung 2.2: Benetzung einer festen und ideal glatten Oberfläche durch einen flüssigen Tropfen. Die Grenzflächenspannungen  $\sigma_{sg}$ ,  $\sigma_{lg}$  und  $\sigma_{sl}$  bestimmen den Kontaktwinkel  $\theta$ .

Die Grenzflächenspannungen an den drei Phasengrenzen sind ausschlaggebend für die Form des Tropfens, die anhand des Kontaktwinkels  $\theta$  charakterisiert werden kann. Der Einfluss der Gravitation wird hierbei vernachlässigt, sodass von einem sphärischen Tropfen ausgegangen wird. Im Gleichgewichtszustand lässt sich der Kontaktwinkel des

Tropfen anhand eines Kräftegleichgewichts an der Dreiphasenkontaktlinie beschreiben. Dieser Zusammenhang ist in der *Young'schen* Gleichung (2-1) beschrieben [4].

$$\cos \theta = \frac{\sigma_{sg} - \sigma_{sl}}{\sigma_{lg}} \quad (2-1)$$

Neben den chemischen Eigenschaften der Oberfläche, welche die Oberflächenenergie  $\sigma_{sg}$  und die Grenzflächenspannung  $\sigma_{sl}$  bestimmen, wird das Benetzungsverhalten auch von der Rauheit bzw. Struktur der Oberfläche beeinflusst. Dabei werden zwei grundlegende Benetzungszustände unterschieden. Bei der Benetzung nach *Wenzel* [5] besteht auf der gesamten Grundfläche des Tropfens ein Kontakt mit der rauen Oberfläche. Im Gegensatz dazu ist der *Cassie-Baxter* Zustand [6] dadurch gekennzeichnet, dass der Tropfen die raue Oberfläche nur teilweise berührt während andere Bereiche zwischen dem Tropfen und der rauen Oberfläche mit der umgebenden Gasphase gefüllt sind. Die grundlegenden Benetzungszustände sind in Abbildung 2.3 dargestellt.



Abbildung 2.3: (a) Benetzungszustand auf einer glatten Oberfläche im Vergleich zu den Benetzungszuständen auf einer rauen Oberfläche nach (b) *Wenzel* und (c) *Cassie* und *Baxter*.

*Wenzel* schlug zur Berücksichtigung der Oberflächenrauheit die folgende Gleichung (2-2) vor [5]. Dabei ist  $r$  das Verhältnis aus tatsächlicher Oberfläche zur projizierten Oberfläche und  $\theta$  der Kontaktwinkel auf einer glatten Oberfläche des gleichen Materials.

$$\cos \theta_W = r \cos \theta \quad (2-2)$$

Für die Benetzung nach *Cassie* und *Baxter* ist die Gleichung (2-3) bekannt. Dabei ist  $f_1$  das Verhältnis der benetzten Oberfläche zur Kreisfläche des Basiskreises des Tropfens und  $f_2$  die Grenzfläche flüssig-gasförmig zwischen der Oberflächenstruktur, ebenfalls im Verhältnis zur Fläche des Basiskreises [6]. Bei vollständiger Benetzung der Grundfläche ergibt sich  $f_2 = 0$  und  $f_1 = r$  und damit wiederum Gleichung (2-2).

$$\cos \theta_{CB} = f_1 \cos \theta - f_2 \quad (2-3)$$

In einigen neueren Untersuchungen wird die Gültigkeit der Gleichungen (2-2) und (2-3) in Frage gestellt. Die Veröffentlichung „How Wenzel and Cassie Were Wrong“ von Gao und McCarthy im Jahr 2007 [7] führte in diesem Zusammenhang zu einer intensiven wissenschaftlichen Debatte, die in [8] und [9] zusammenfassend dargestellt ist.

Die oben dargestellten Zusammenhänge beziehen sich auf den *Young'schen* Kontaktwinkel aus Gleichung (2-1). Dabei wird von einer ideal glatten und chemisch homogenen Oberfläche ausgegangen, auf der es einen einzigen, definierten Kontaktwinkel gibt. Bei der Benetzung realer Oberflächen kommt es jedoch zu weiteren Effekten, die zu abweichenden Kontaktwinkeln führen. So lässt sich bei der Benetzung in Abhängigkeit der Bewegungsrichtung der Dreiphasenkontaktlinie ein Fortschreitwinkel  $\theta_a$  und ein Rückzugswinkel  $\theta_r$  unterscheiden. Die Differenz dieser beiden Kontaktwinkel wird als Kontaktwinkelhysterese  $\Delta\theta$  bezeichnet.

$$\Delta\theta = \theta_a - \theta_r \quad (2-4)$$

Die Kontaktwinkelhysterese ist ein Maß dafür, wie stark ein Tropfen auf einer Oberfläche haftet. Tropfen mit sehr geringen Kontaktwinkelhysteresen sind sehr mobil und bewegen sich bereits bei geringen Neigungen der Oberfläche. Abbildung 2.4 zeigt den Fortschritt- und Rückzugswinkel von Tropfen auf einer geneigten Fläche. In Abgrenzung des statischen Kontaktwinkels und des Gleichgewichtskontaktwinkels werden der Fortschreitwinkel und der Rückzugswinkel in dieser Arbeit als dynamische Kontaktwinkel bezeichnet.

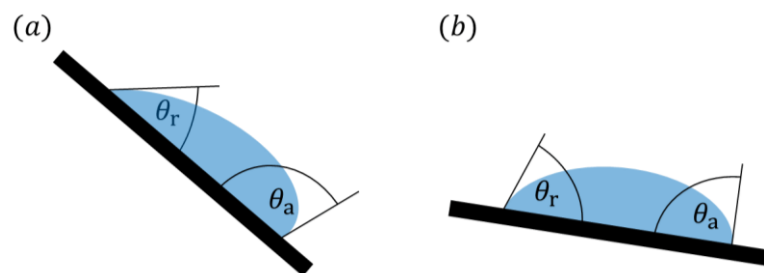


Abbildung 2.4: Schematische Darstellung der Fortschreitwinkel  $\theta_a$  und Rückzugswinkel  $\theta_r$  bei Tropfen, die eine geneigten Ebene hinabfließen. Der Tropfen im Bild (a) weist eine höhere Kontaktwinkelhysterese auf und haftet stärker an der Oberfläche an. Im Vergleich dazu bewegt sich der Tropfen in Bild (b) mit einer geringeren Kontaktwinkelhysterese bereits bei einer geringeren Neigung über die Oberfläche.

## 2.3 Phasenübergang und Keimbildung

Bei der Kondensation bildet sich eine neue flüssige Phase aus einer vorhandenen Gasphase. Dabei handelt es sich um einen Phasenübergang erster Ordnung (Klassifikation nach *Ehrenfest*). Die Gasphase befindet sich in einem übersättigten (d. h. thermodynamisch metastabilen) Zustand innerhalb des *Ostwald-Miers*-Bereichs. Der Phasenübergang beginnt mit der Keimbildung (auch als Nukleation bezeichnet), bei der sich durch thermische Fluktuation erste räumlich homogene Bereiche der neuen flüssigen Phase bilden. Diese zufällig entstehenden Molekülcluster werden als (Kondensations-) Keime bezeichnet. Es lassen sich zwei Fälle der Keimbildung unterscheiden: Im Falle der homogenen Kondensation vollzieht sich die Keimbildung innerhalb der Gasphase ohne Anwesenheit einer weiteren Phasengrenzfläche. Bei der heterogenen Kondensation bildet sich die flüssige Phase an einer bereits vorhandenen Oberfläche, wie beispielsweise an innerhalb der Gasphase vorhandenen Partikeln. In Abgrenzung von dem Begriff des *Kondensationskeims* werden derartige Partikel in dieser Arbeit als *Kondensationskerne* bezeichnet. Bei der Tropfenkondensation findet heterogene Kondensation an einer gekühlten Wand statt.

Die Kondensationskeime sind dadurch gekennzeichnet, dass sie einerseits zufällig entstehen und andererseits nicht zwangsläufig thermodynamisch stabil sind, also auch wieder zerfallen können. Im Rahmen der klassischen Keimbildungstheorie [10]–[12] können die Bedingungen für das Entstehen von Kondensationskeimen untersucht werden. Die zentrale Annahme dieser Theorie ist die sogenannte Kapillaritätsnäherung, nach der auch kleinste Molekülcluster bereits wie ein makroskopischer Kondensattropfen (also kontinuumsmechanisch) betrachtet werden können [13].

Die treibende Kraft für die Entstehung ist die Differenz des chemischen Potentials zwischen der flüssigen und der gasförmigen Phase:

$$\Delta\mu = \mu_g - \mu_l \quad (2-5)$$

Mit einigen vereinfachenden Annahmen lässt sich die folgende Gleichung (2-6) für  $\Delta\mu$  finden. Für die Herleitung sei auf [13, S. 17 ff.] verwiesen.

$$\Delta\mu = k_B T \ln S \quad (2-6)$$

Die Übersättigung  $S$  kann dabei wie folgt berechnet werden.



$$S = \frac{p}{p_s} \quad (2-7)$$

Zur Beschreibung der thermodynamischen Stabilität eines Kondensationskeims wird die Gibbs-Energie des Gesamtsystems bestehend aus gasförmiger und flüssiger Phase betrachtet. Durch die Bildung eines Kondensationskeims aus der Gasphase kommt es zu einer Änderung der Gibbs-Energie in dem System. Diese Änderung setzt sich zusammen aus der durch den Übergang in die flüssige Phase freiwerdenden Energie und der notwendigen Arbeit, die zum Erzeugen der neuen Grenzfläche gegen die Oberflächenspannung verrichtet werden muss. Beide Terme sind abhängig von der Anzahl der Moleküle in dem neu gebildeten Kondensationskeim. Die Änderung der Gibbs-Energie des Systems aufgrund der Keimbildung kann für die **homogene Kondensation** nach Gleichung (2-8) berechnet werden.

$$\Delta G(n) = -n \Delta \mu + \sigma_{lg} A(n) \quad (2-8)$$

Abbildung 2.5 zeigt den prinzipiellen Verlauf über verschiedene Größen des Kondensationskeims.

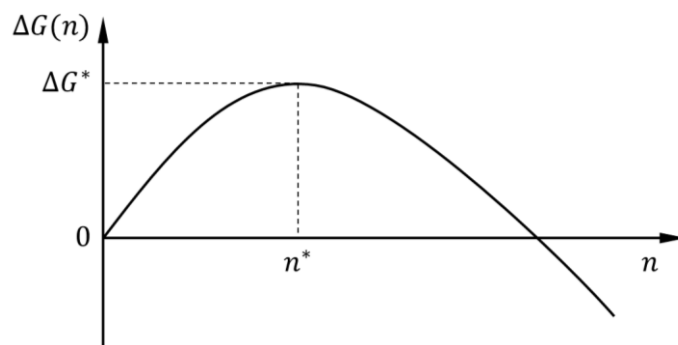


Abbildung 2.5: Änderung der Gibbs-Energie  $\Delta G$  als Funktion der Anzahl der Moleküle  $n$  des Kondensationskeims. Das Maximum der Funktion stellt die Keimbildungsbarriere  $\Delta G^*$  dar, die für die Bildung eines Kondensationskeims mit der kritischen Teilchenzahl  $n^*$  aufgebracht werden muss.

Entsprechend des zweiten Hauptsatzes der Thermodynamik gilt das Minimumsprinzip der Gibbs-Energie: das System strebt einem Gleichgewichtszustand entgegen, bei dem die Gibbs-Energie minimal wird. Kondensationskeime mit einer Teilchenanzahl von  $n < n^*$  sind daher instabil und werden mit einer hohen Wahrscheinlichkeit wieder zerfallen

bzw. verdampfen. Erst ab der kritischen Teilchenanzahl  $n^*$  ist das Molekülcluster stabil und der Keim wird in den meisten Fällen weiter zu einem Tropfen anwachsen. Hierfür muss zunächst die Keimbildungsbarriere  $\Delta G^*$  überwunden werden.

Unter Annahme eines kugelförmigen Kondensationskeims mit der Teilchenzahl:

$$n = \frac{4 \pi r^3}{3 v_{m,l}} \quad (2-9)$$

lässt sich Gleichung (2-8) auch in Abhängigkeit des Radius schreiben:

$$\Delta G(r) = -\frac{4 \pi R T}{3 v_{m,l}} r^3 \ln S + 4 \pi \sigma_{lg} r^2 \quad (2-10)$$

Diese Funktion besitzt ein Maximum an der Stelle  $r_{\min}$ , sodass gilt:

$$\left. \frac{d\Delta G(r)}{dr} \right|_{r_{\min}} = 0 \quad (2-11)$$

Daraus folgt die Gleichung (2-12) für den Radius eines kritischen Clusters. Diese Gleichung entspricht der *Kelvin*-Gleichung für einen kugelförmigen Tropfen.

$$r_{\min} = \frac{2 \sigma_{lg} v_{m,l}}{R T \ln S} \quad (2-12)$$

Die Keimbildungsbarriere lässt sich mit der folgenden Gleichung (2-13) berechnen (Herleitung bspw. [13, S. 22]).

$$\Delta G(r_{\min}) = \Delta G^* = \frac{16\pi}{3} \frac{v_l^2 \sigma_{lg}^3}{(k_B T \ln S)^2} \quad (2-13)$$

Im Falle der **heterogenen Kondensation** erfolgt die Keimbildung an einer bereits vorhandenen Fremdphase. Bei der Tropfenkondensation ist die gekühlte Kondensationsoberfläche diese Fremdphase. Im Folgenden wird der für die Tropfenkondensation relevante Spezialfall der Keimbildung an einer ebenen Wand diskutiert. Der entstehende Keim wird dabei als Kugelsegment betrachtet.

Durch die Beteiligung der Fremdphase ändert sich die notwendige Gibbs-Energie für die Keimbildung im Vergleich zur homogenen Kondensation. Im Vergleich zu Gleichung (2-8)

bleibt der Term für die Änderung des chemischen Potentials gleich, jedoch vermindert sich der Oberflächenterm, da der entstehende Keim nun zum Teil die Fremdphase benetzt und dort eine geringere Grenzflächenspannung herrscht als gegenüber der Gasphase. Das Kräftegleichgewicht der drei beteiligten Grenzflächenspannungen bedingt gemäß der *Young'schen* Gleichung (2-1) den Kontaktwinkel des Tropfens. Der Kontaktwinkel ist deshalb ausschlaggebend für die Verminderung der benötigten Gibbs-Energie. Es gilt:

$$\Delta G_{\text{het}}(r) = \Delta G_{\text{hom}}(r) z(\theta) \quad (2-14)$$

Entsprechen gilt auch für die Verminderung der Keimbildungsbarriere:

$$\Delta G_{\text{het}}^* = \Delta G_{\text{hom}}^* z(\theta) \quad (2-15)$$

Dabei ist  $z(\theta)$  ein Faktor zwischen 0 und 1 der abhängig von der Benetzung der Oberfläche durch den Tropfen ist und in Abhängigkeit des Kontaktwinkels ausgedrückt werden kann (Herleitung siehe [13, S. 254 ff.]):

$$z(\theta) = \frac{1}{4}(2 - 3 \cos \theta + \cos^3 \theta) \quad (2-16)$$

Aus Gleichung (2-14) folgt unmittelbar, dass der Radius des kritischen Keims genauso groß ist wie bei der homogenen Kondensation. Gleichung (2-17) gilt unter der Annahme isothermer Bedingungen in der Wand und der Gasphase.

$$\left. \frac{d\Delta G_{\text{het}}(r)}{dr} \right|_{r_{\text{min}}} = \left. \frac{d\Delta G_{\text{hom}}(r)}{dr} \right|_{r_{\text{min}}} = 0 \quad (2-17)$$

Abbildung 2.6 zeigt beispielhaft den Verlauf der notwendigen Gibbs-Energie für die Keimbildung für die homogene Kondensation (Gleichung (2-10)) und die heterogene Kondensation an einer ebenen Wand (Gleichung (2-14)).

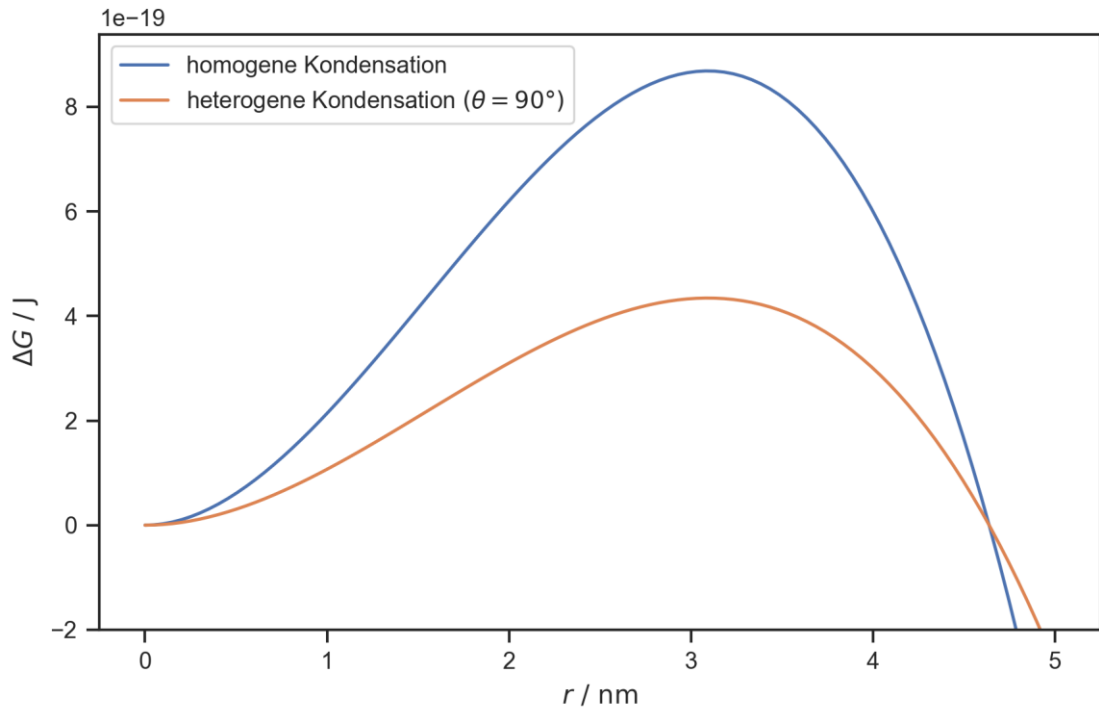


Abbildung 2.6: Änderung der Gibbs-Energie  $\Delta G$  als Funktion des Radius  $r$  des Kondensationskeims im Vergleich zwischen homogener und heterogener Kondensation von Wasser an einer ebenen Wand. Kondensationsbedingungen:  $\vartheta = 49,4^\circ\text{C}$ ,  $S = 1,1$ .

Die in diesem Abschnitt dargestellten Zusammenhänge aus der klassischen Keimbildungstheorie werden in Wärmeübergangsmodellen für die Tropfenkondensation genutzt. Dabei spielt insbesondere die Berechnung des kleinsten thermodynamisch stabilen Tropfenradius eine wichtige Rolle für die Modellierung der Tropfengrößenverteilung. Im Rahmen des folgenden Kapitels wird zunächst ein Überblick über die technischen Möglichkeiten zur Umsetzung der Tropfenkondensation gegeben. Anschließend wird der Stand des Wissens bei der Modellierung des Wärmeübergangs zusammengefasst, wobei ein Schwerpunkt auf die Keimbildung bei der Tropfenkondensation gelegt wird.

## 3 Stand des Wissens und der Technik

### 3.1 Funktionalisierte Oberflächen für die Tropfenkondensation

Der erste wissenschaftliche Nachweis eines erhöhten Wärmeübergangs bei Tropfenkondensation wurde 1930 von *Schmidt* et al. publiziert [14]. Dabei wurde die Kondensation von Wasserdampf auf einer polierten Kupferplatte untersucht. In nachfolgenden Untersuchungen ab den 1950er Jahren wurden häufig Edelmetalle, insbesondere Gold, verwendet, um Tropfenkondensation zu erreichen [15], [16]. Außerdem wurden organische Verbindungen eingesetzt, um Tropfenkondensation auf unterschiedlichen Metalloberflächen umzusetzen [17]–[19]. Bei einem Großteil der frühen Experimente wurde Wasser als Kondensationsmedium eingesetzt. Vereinzelt wurden auch andere Stoffe, wie Quecksilberdampf [20]–[22], Kalium-, Natrium- und Lithiumdampf [23] sowie Ethandiol und andere organische Verbindungen [24]–[26] untersucht.

Trotz zahlreicher Untersuchungen im Labormaßstab kam es in der frühen Phase der Forschung zu keiner industriellen Anwendung der Tropfenkondensation. In den 1990er Jahren wurde eine mögliche industrielle Anwendung der Tropfenkondensation in Rohrbündelwärmeübertragern untersucht. Dabei stellte sich insbesondere eine zu geringe Stabilität der Oberflächen als Problem heraus [27], [28].

Bekannte Hemmnisse für den industriellen Einsatz der Tropfenkondensation sind:

- unzureichende Langzeitbeständigkeit der Oberflächenmodifikationen unter industriellen Bedingungen [28]–[31],
- hohe Kosten für die Oberflächenmodifikationen im industriellen Maßstab [30],
- begrenzte Skalierbarkeit der Methoden zur Oberflächenmodifikation für große und geometrisch komplexe Wärmeübertragerflächen und
- ein hoher Wärmeleitwiderstand der Oberflächenmodifikation, welcher der Steigerung des Wärmeübergangs entgegenwirkt.

Für industrielle Anwendungen der Tropfenkondensation ist es erforderlich, den gesamten Wärmedurchgangskoeffizienten des jeweiligen Apparats zu berücksichtigen. Bei Wärmeübertragern, in denen lediglich bei einem Medium ein Phasenübergang stattfindet, ist der Wärmeübergangskoeffizient des einphasigen Mediums (im Falle der Kondensation: des Kühlmediums) üblicherweise geringer als der des Mediums mit Phasenübergang und daher maßgeblich für den Wärmedurchgangskoeffizienten. Dadurch ist das Potential für die Steigerung des Wärmedurchgangs in diesen Fällen begrenzt, selbst wenn der Wärmeübergang auf der Kondensationsseite durch Tropfenkondensation stark erhöht wird [27].

Die größten Herausforderungen für eine industrielle Anwendung der Tropfenkondensation bestehen im Bereich der Oberflächenherstellung und der Materialwissenschaft [30]. Seit den späten 1990er Jahren gab es auf dem Gebiet der Oberflächentechnik technologische Durchbrüche in Bezug auf die Herstellung funktionaler Oberflächen mit speziellen Benetzungseigenschaften. Im Jahr 1996 berichteten *Onda et al.* über die Herstellung von fraktalen Oberflächen mit Wasserkontaktwinkeln von bis zu  $174^\circ$  [32], [33]. Eine systematische Untersuchung der superhydrophoben und selbstreinigenden Eigenschaften des Lotusblattes wurde im Jahr 1997 von *Barthlott* und *Neinhuis* vorgestellt [34] und prägte den populärwissenschaftlichen Begriff des "Lotuseffekts". In den folgenden Jahren wurden weitere Oberflächen mit hohen Wasserkontaktwinkeln beschrieben. Neben potentiellen Anwendungen zur Vermeidung von Eisbildung [35]–[39] und Fouling [40]–[42] sowie zur Verminderung von Reibung [39] und zur Erhöhung des Wärmeübergangs beim Sieden [43], führten die Fortschritte in der Oberflächentechnik auch zu einem erneuerten wissenschaftlichen Interesse an der Tropfenkondensation [44]. Dies zeigt sich durch eine zunehmende Anzahl wissenschaftlicher Publikationen, die in Abbildung 3.1 dargestellt ist.

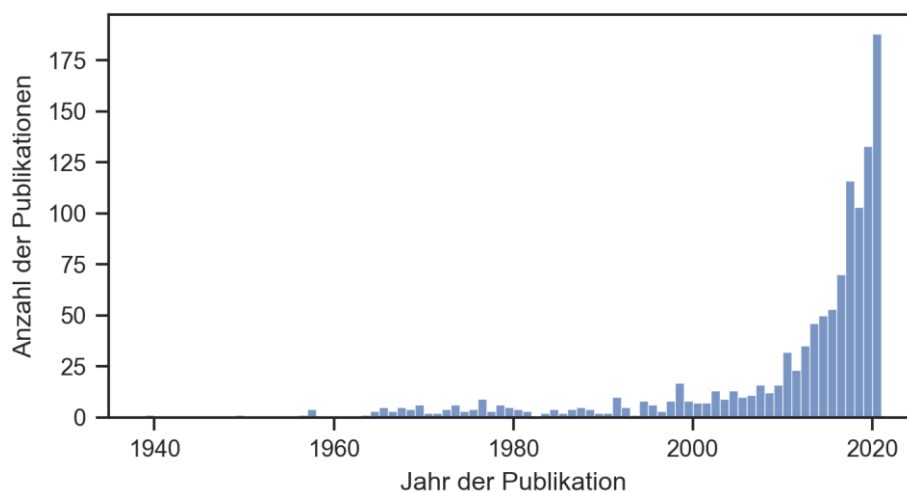


Abbildung 3.1: Anzahl der Publikationen, die mit Stichwort „dropwise condensation“ im *Web of Science* indiziert sind [45].

Hydrophobe Oberflächen weisen aufgrund ihrer Oberflächenchemie Wasserkontaktwinkel von  $> 90^\circ$  auf. Viele Metalle sind jedoch intrinsisch hydrophil und zeigen Wasserkontaktwinkel von  $< 90^\circ$ . Durch verschiedene Methoden der Oberflächenmodifikation kann die freie Oberflächenenergie auf metallischen Oberflächen reduziert werden, um hydrophobe Eigenschaften zu erreichen. Im Folgenden werden einige

ausgewählte Beispiele für hydrophobe Beschichtungen diskutiert. Für einen ausführlichen Überblick über Methoden der hydrophoben Oberflächenfunktionalisierung sei an dieser Stelle auf die Übersichtsartikel von *Attinger* et al. [46] und *Ahlers* et al. [47] verwiesen. Ein verbreiteter Ansatz zur hydrophoben Oberflächenfunktionalisierung ist die Abscheidung von fluorierten Verbindungen. Die hydrophobe Wirkung von Fluorkohlenstoffketten, wurde ausgiebig untersucht [48]. Fluorierte polyedrische oligomere Silsesquioxane weisen eine der niedrigsten freien Oberflächenenergien auf, die bislang für ein festes Material berichtet wurden (ca.  $10 \text{ mN m}^{-1}$ ) [49], [50]. Im Zusammenhang mit Tropfenkondensation zielen aktuelle Forschungsaktivitäten darauf ab, die Haltbarkeit und Haftung von fluorierten Beschichtungen zu erhöhen und gleichzeitig ihren Wärmeleitwiderstand zu minimieren [51]. Zu den hydrophoben Beschichtungen ohne fluorierte Verbindungen, die im Zusammenhang mit Tropfenkondensation untersucht wurden, gehören: nicht fluorierte organische Polymere [52]–[54], amorphe hydrierte Kohlenstoffbeschichtungen [55] und selbstorganisierte Monoschichten aus organischem Material [56], [57]. *Preston* et al. berichteten, dass chemisch aufgedampfte Graphenschichten ebenfalls Tropfenkondensation aufweisen können [58].

Neben glatten hydrophoben Oberflächen gibt es weitere Arten von Oberflächenmodifikationen, die im Zusammenhang mit Tropfenkondensation untersucht wurden. Hierzu zählen mikro- und nanostrukturierte superhydrophobe Oberflächen. Im Jahr 2007 wurde erstmalig von Tropfenkondensation auf superhydrophoben Oberflächen berichtet [59]. In nachfolgenden Untersuchungen wurde der Frage nach einer optimalen Gestaltung der Oberflächenstrukturen für Tropfenkondensation nachgegangen [60]–[62]. Eine Besonderheit von strukturierten superhydrophoben Oberflächen ist es, dass Tropfen auf der Oberfläche unterschiedliche Benetzungszustände einnehmen können. Die beiden grundlegenden Benetzungszustände, die auf strukturierten superhydrophoben Oberflächen auftreten können, sind als *Wenzel*-Zustand [5] und *Cassie-Baxter*-Zustand [6] bekannt (vgl. Abschnitt 2.2). Die typischen superhydrophoben Eigenschaften (sehr hoher Kontaktwinkel  $> 150^\circ$  und sehr geringe Kontaktwinkelhysterese  $< 5^\circ$ ) treten nur im *Cassie-Baxter*-Zustand auf, während *Wenzel*-Tropfen üblicherweise an der Oberfläche anhaften und deutlich geringere Kontaktwinkel sowie eine deutlich höhere Kontaktwinkelhysterese aufweisen [63]. Bei Kondensation kann eine *Wenzel*-Benetzung zum Fluten der Oberflächenstrukturen und damit zum Verlust der superhydrophoben Eigenschaften und zu Filmkondensation führen [64]–[67].

Eine dritte Art der Oberflächenmodifikation für Tropfenkondensation sind omniphobe schmiermittelprägnierte Oberflächen. Schmiermittelprägnierte Oberflächen ähneln den Oberflächen der Fallgruben fleischfressender Kannenpflanzen (*Nepenthes*) [68]. Erste künstliche Oberflächen nach dem Vorbild der Kannenpflanze wurden im Jahr 2011 beschrieben [69], [70]. Sie zeichnen sich durch extrem antiadhäsive Eigenschaften aus

und weisen bei Benetzung mit Wasser üblicherweise eine sehr geringe Kontaktwinkelhysterese von  $< 3^\circ$  auf. Durch die geringe Kontaktwinkelhysterese und die hohe Tropfenmobilität werden bereits kleine Tropfen schnell von der Oberfläche abgeführt, was einen hohen Wärmeübergangskoeffizienten bei der Tropfenkondensation bewirkt [71]. Dadurch sind höhere Wärmeübergangskoeffizienten als bei der Tropfenkondensation auf superhydrophoben Oberflächen ohne Imprägnierung möglich [72]. In Abhängigkeit von der zur Imprägnierung gewählten Flüssigkeit sind schmiermittelimprägnierte Oberflächen omniphob und weisen somit eine schlechte Benetzbarkeit gegenüber einer Vielzahl von Flüssigkeiten unterschiedlicher Polarität und Oberflächenspannung auf [70]. Bislang gibt es nur wenige Untersuchungen zur Tropfenkondensation nichtwässriger Fluide auf schmiermittelimprägnierten Oberflächen. *Rykaczewski* et al. haben derartige Oberflächen erfolgreich für die Tropfenkondensation von Toluol, Oktan, Hexan und Pentan eingesetzt und demonstrierten erstmalig Tropfenkondensation für Fluide mit einer Oberflächenspannung weniger als  $20 \text{ mNm}^{-1}$  [73]. Bei der Kondensation von Ethanol, Isopropanol und Perfluorhexan kam es auf diesen Oberflächen jedoch zu Filmkondensation. *Preston* et al. haben Tropfenkondensation von Pentan und Toluol auf schmiermittelimprägnierten Oberflächen demonstriert [74], [75].

In den letzten Jahren wurden in einer Vielzahl von wissenschaftlichen Arbeiten zahlreiche weitere Oberflächenmodifikationen hinsichtlich der Tropfenkondensation untersucht. Umfassende Darstellungen des aktuellen Forschungsstandes finden sich in diversen Übersichtsarbeiten [47], [76]–[80].

### **3.2 Modelle für die Berechnung des Wärmeübergangs**

Die Modellierung des Wärmeübergangs ist eng verbunden mit dem grundlegenden Verständnis der vorherrschenden Mechanismen bei der Tropfenkondensation. Mit Blick auf eine mögliche Anwendung besteht das Ziel, den Wärmeübergangskoeffizienten bei Tropfenkondensation anhand der Oberflächen- und Fluideigenschaften sowie der Prozessbedingungen zu berechnen. Im Falle der Filmkondensation stehen auf Grundlage der *Nußelt'schen* Wasserhauttheorie Berechnungsmethoden zur Verfügung, die eine Auslegung und Optimierung entsprechender Wärmeübertrager ermöglichen. Die wissenschaftlichen Bestrebungen, eine ähnliche praxistaugliche Auslegung auch für die Tropfenkondensation zu ermöglichen, dauern bis heute an. Die Herausforderung dabei besteht im Wesentlichen darin, dass es sich bei der Tropfenkondensation um ein multiskaliges Phänomen handelt. Im Folgenden werden einige ausgewählte Aspekte der Modellentwicklung dargestellt. Für einen umfassenden Überblick über die Modellierung des Wärmeübergangs sind diverse Übersichtsarbeiten verfügbar [29]–[31], [79], [81], [82].



Im Jahr 1966 stellten *Le Fevre* und *Rose* ein grundlegendes Modell zur Beschreibung des Wärmeübergangs bei Tropfenkondensation vor [3]. Der Ansatz dieses Modell besteht zum einen aus der Modellierung des Wärmedurchgangs durch einen einzelnen Tropfen in Abhängigkeit des Tropfenradius. Zum anderen wird entsprechend der Kondensationsbedingungen eine charakteristische Tropfengrößenverteilung modelliert, welche auf die gesamte Kondensationsfläche bezogen ist. Die Kombination dieser beiden Aspekte ermöglicht die Berechnung der auf die Kondensationsfläche bezogenen Wärmestromdichte. Dieser grundlegende Ansatz hat sich seitdem weitgehend etabliert und gegenüber anderen Modellierungskonzepten durchgesetzt [81], [82].

Für den Wärmedurchgang durch einen Einzeltropfen berücksichtigten *Le Fevre* und *Rose* in ihrem ursprünglichen Modell [3] vier Wärmetransportwiderstände:

- den Wärmetransportwiderstand aufgrund des Phasenwechsels,
- den Wärmetransportwiderstand aufgrund der Tropfenkrümmung,
- den Wärmeleitwiderstand des Tropfens und
- den Wärmeleitwiderstand der Beschichtung.

Dabei wurden zunächst nur Tropfen in Form einer Halbkugel mit einem Kontaktwinkel von  $90^\circ$  berücksichtigt. Der Einfluss anderer Tropfenformen und Kontaktwinkel wurde erst später diskutiert [83], [84]. Im Jahr 2011 veröffentlichten *Kim* und *Kim* ein Wärmeübergangsmodell, welches den Wärmedurchgang durch einen Einzeltropfen für beliebige Kontaktwinkel beschreibt [85]. Bei dem Modell von *Kim* und *Kim* wird von einer ideal glatten Oberfläche ausgegangen. Mit der Entwicklung neuartiger Oberflächenmodifikationen, wie mikro- und nanostrukturierten superhydrophoben Oberflächen und schmiermittelprägnierten Oberflächen, wurde auch die Modellierung auf diese Oberflächen angepasst [86]–[88].

Für die Modellierung der Tropfengrößenverteilung haben *Le Fevre* und *Rose* zunächst eine einzelne Gleichung für alle Tropfengrößen in Abhängigkeit des maximalen Tropfenradius angegeben [3]. Später wurde die Modellierung der Tropfengrößenverteilung weiterentwickelt und in unterschiedliche Verteilungsfunktionen für kleine und große Tropfen unterteilt [89]. Die Unterteilung erfolgt anhand der beiden Mechanismen des Tropfenwachstums: kleine Tropfen wachsen hauptsächlich durch direkte Kondensation an der Tropfenoberfläche, während große Tropfen hauptsächlich durch Koaleszenz mit anderen Tropfen wachsen [90]. Für den Bereich der großen Tropfen wurde die ursprüngliche Gleichung von *Le Fevre* und *Rose* mehrfach experimentell bestätigt und wird weiterhin verwendet [91], [92]. Die Tropfengrößenverteilung für den Bereich kleiner Tropfen wurde auf Basis von Populationsbilanzen modelliert [89], [90], [93], [94]. Durch *Kim* und *Kim* wurde hierbei der Einfluss des Kontaktwinkels in die Berechnung der Tropfengrößen-

verteilung einbezogen [85]. Die experimentelle Bestimmung der Tropfengrößenverteilung für den Bereich kleiner Tropfen gestaltet sich schwierig, da die Tropfen in der Regel kleiner als  $1\ \mu\text{m}$  sind und zudem sehr schnell anwachsen. Die Bestimmung der Tropfengrößenverteilung kleiner Tropfen ist daher weiterhin Gegenstand der Forschung (z. B. [95], [96]). Weitgehende Einigkeit herrscht mittlerweile darüber, dass die Tropfengrößenverteilung der kleinen Tropfen maßgeblich von Keimbildungsprozessen bei der Entstehung neuer Tropfen aus der Gasphase abhängig ist [97], [98, S. 172 ff.]. Der Kenntnisstand bzgl. der Keimbildung bei der Tropfenkondensation wird im folgenden Abschnitt näher diskutiert.

### 3.3 Keimbildung bei der Tropfenkondensation

Die kontinuierliche Bildung neuer Tropfen ist eine Grundvoraussetzung für das Auftreten von Tropfenkondensation. Die Entstehung eines neuen Kondensattropfens aus der übersättigten Gasphase beginnt mit der heterogenen Keimbildung an der gekühlten Wand. Aufgrund der geringen Radien der Tropfenkeime in der Größenordnung von  $10^{-9}\ \text{m}$  bis  $10^{-8}\ \text{m}$  (vgl. Abschnitt 2.3) ist dieser Prozess nicht unmittelbar zu beobachten. Die Größe und die örtliche Verteilung der neu gebildeten Primärtropfen haben jedoch einen direkten Einfluss auf die Tropfengrößenverteilung und somit auch auf die Wärmestromdichte bei der Kondensation (vgl. Abschnitt 4.2.3). In der Literatur finden sich verschiedene Ansätze zur Beschreibung der Keimbildung bei der Tropfenkondensation, die auf die klassischen Keimbildungstheorie aufbauen. Dies ermöglicht in Tropfenkondensationsmodellen die Berechnung des kleinsten auftretenden Tropfenradius. Die Verteilung der neu entstehenden Tropfen wird üblicherweise anhand einer konstanten Keimstellendichte abgebildet (so auch in dem Modell von *Kim* und *Kim* [85]). Diesem Ansatz liegt die Modellvorstellung zugrunde, dass neue Tropfen an spezifischen Keimstellen auf der Oberfläche entstehen, sobald diese nicht mehr durch einen größeren Tropfen bedeckt sind. Diese *Hypothese der spezifischen Keimstellen* geht zurück auf Arbeiten von *Tammann* und *Boehme* [99]. Die Keimstellendichte ist in dieser Modellvorstellung in erster Linie eine oberflächenspezifische Eigenschaft und nicht, bzw. nur in geringerem Maße, von den Randbedingungen bei der Kondensation abhängig. Seit den frühen Arbeiten von *Tammann* und *Boehme* wurden in zahlreichen folgenden Untersuchungen zur Tropfenkondensation Werte für die Keimstellendichten abgeschätzt oder berechnet. Eine Auswahl ist in Tabelle 3.1 angegeben.

Tabelle 3.1: Größenordnungen der Keimstellendichte aus der Literatur

Größenordnung der Keimstellendichte in $m^{-2}$	Art der Oberflächenmodifikation	Quelle
$10^9$	fluorierte Thiol-Beschichtung	[100]
$10^{10}$	fluorierte Silan-Beschichtung	[100]
	hydrophober Polymerfilm und silanisiertes Glas	[101]
$10^{10} \dots 10^{11}$	verschiedene Metalloberflächen	[99]
$10^{11}$	superhydrophobe Oberfläche	[85]
	schmiermittelimprägnierte Oberfläche	[102]
	PTFE und Dioktadecylsulfid (Promoter)	[94]
$10^{11} \dots 10^{12}$	Sol-Gel-Beschichtung auf Aluminiumsubstrat	[92]
$10^{12}$	Kupfer und Dioktadecylsulfid (Promoter)	[19]
$10^{14}$	verschiedene funktionalisierte Titanoberflächen	[103]
$10^{13} \dots 10^{15}$	theoretische Studie	[104]

Die Annahme einer konstanten Keimstellendichte findet sich seit den theoretischen Überlegungen von *Tanaka* [89] in zahlreichen Modellen als Eingangsgröße für die Berechnung der Tropfengrößenverteilung kleiner Tropfen wieder. Häufig wird jedoch nicht näher ausgeführt, von welchen Parametern der angegebene Wert der Keimstellendichte abhängig ist. Insbesondere bleibt in diesen Fällen unklar, ob die Keimstellendichte unter den jeweiligen Randbedingungen als oberflächenspezifische Eigenschaft betrachtet wird (abhängig von deren chemisch-physikalischen Eigenschaften und der Oberflächentopografie) oder ob sie in erster Linie von den Prozessbedingungen (bzw. den Stoffwerten des Fluids) abhängig ist. Die Übertragbarkeit zahlreicher Untersuchungen mit konstanter Keimstellendichte auf andere Kondensationsoberflächen oder Prozessbedingungen erscheint vor diesem Hintergrund fragwürdig. Beide Extremfälle – Oberflächeneigenschaften oder Prozessbedingungen als dominanter Einfluss auf die Keimstellendichte – lassen sich sowohl theoretisch begründen als auch experimentell beobachten (vgl. [105]). Es ist anzunehmen, dass bestimmte Kondensationsbedingungen existieren, bei denen die Einflussgrößen beider Extremfälle gleichermaßen relevant sind und somit nicht vernachlässigt werden können.

Neben der Annahme einer konstanten oberflächenspezifischen Keimstellendichte sind in der Literatur auch Ansätze für eine Berechnung unter Berücksichtigung der Prozessbedingungen bekannt. Ausgehend von einer bekannten Tropfengrößenverteilung leitete *Rose* die folgende Gleichung (3-1) zur Berechnung der Keimstellendichte her [104]:

$$N_s = \frac{0,037}{r_{\min}^2} \quad (3-1)$$

Der minimale Tropfenradius kann dabei nach Gleichung (2-12) berechnet werden. Gleichung (3-1) liefert dann sehr hohe Werte für die Keimstellendichte, die vermutlich über den tatsächlichen Keimstellendichten liegen [91]. Bei *Liu* und *Cheng* findet sich eine alternative Gleichung für den minimalen Tropfenradius, die im Ergebnis mit Gleichung (3-1) zu niedrigeren Keimstellendichten führt [106]. *Khandekar* und *Muralidhar* schlagen vor, Gleichung (3-1) um einen zusätzlichen, zunächst unbekanntem Faktor zu erweitern (Gleichung (3-2)), um den Einfluss einer chemischen oder physikalischen Strukturierung der Oberfläche zu erfassen [98, S. 189].

$$N_s = f \frac{0,037}{r_{\min}^2} \quad (3-2)$$

Ein weiterer Modellansatz für die Keimbildung bei der Tropfenkondensation wurde bereits im Jahr 1964 von *Kast* beschrieben [107]. Dieses Modell baut auf gaskinetischen Betrachtungen und den Arbeiten zur klassischen Keimbildungstheorie von *Volmer* [11] auf und kommt zunächst ohne die Annahme spezifischer Keimstellen (als Eigenschaft der Oberfläche) aus. Nach dem Modell von *Kast* lässt sich die Keimbildungsrate aus der Keimbildungsarbeit, der thermodynamischen Wahrscheinlichkeit für die Bildung eines stabilen Tropfens sowie der Stoßzahl von Gasmolekülen mit der gekühlten Wand berechnen. Dieser Ansatz stellt die Randbedingungen bei der Kondensation, die Stoffwerte des Fluids und dessen Benetzungsverhalten auf der Oberfläche in den Mittelpunkt der Betrachtungen. Die resultierenden Keimbildungsraten sind jedoch bei moderaten Wandunterkühlung sehr gering und stehen damit im Widerspruch zu experimentellen Beobachtungen, nach denen es bereits bei geringen Wandunterkühlungen (< 5 K) zur heterogenen Keimbildung und zur Tropfenkondensation kommt [31]. In Abbildung 3.2 ist die Keimbildungsrate für verschiedene Kontaktwinkel und Wandunterkühlungen beispielhaft veranschaulicht.

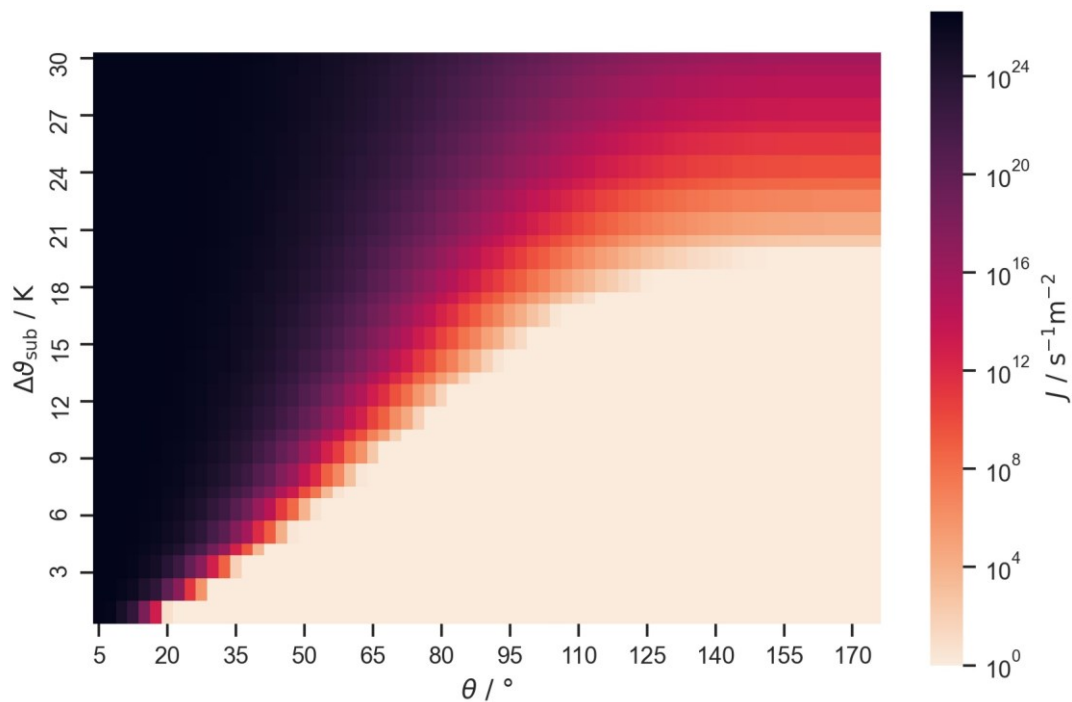


Abbildung 3.2: Keimbildungsrate  $J$  in Abhängigkeit von Wandunterkühlung  $\Delta\vartheta_{\text{sub}}$  und Kontaktwinkel  $\theta$  für Wasser/Dampf bei  $p = 120$  mbar, berechnet nach *Kast* [107]. Details zur Berechnung im Anhang A.1. In den hellen Bereichen ist die Keimbildungsrate so gering, dass theoretisch kaum Tropfenkondensation stattfindet.

Es ist davon auszugehen, dass die Keimbildungsarbeit, die zur Bildung eines thermodynamisch stabilen Tropfens nötig ist (also die Keimbildungsbarriere, vgl. Abschnitt 2.3), durch lokale Inhomogenitäten der Kondensationsfläche an spezifischen Stellen deutlich abgesenkt wird. Eine solche Inhomogenität ist vorstellbar als lokal auftretende, sehr geringe Kontaktwinkel, die auf der Kondensationsoberfläche aufgrund von Unebenheiten (beispielsweise Poren) oder lokalen Abweichungen der Oberflächenenergie auftreten können [107].

Derartige lokale Oberflächeneinhomogenitäten können auch als Keimstellen im Sinne einer oberflächenspezifischen Keimstellendichte interpretiert werden. Aus der Annahme, dass diese Keimstellen durch eine lokale Absenkung der Keimbildungsbarriere unter einen kritischen Wert wirksam werden, ergibt sich eine Temperaturabhängigkeit der Keimstellendichte: Bei geringen Wandunterkühlungen sind nur die Keimstellen aktiv, bei denen die Keimbildungsbarriere stark vermindert ist. Je größer die Wandunterkühlung ist, umso geringer ist die erforderliche Keimbildungsarbeit (vgl. Abschnitt 2.3) und es sind zusätzlich auch Keimstellen aktiv, welche die Keimbildungsbarriere durch ihre lokalen Eigenschaften weniger stark vermindern. Dieser Zusammenhang wurde für die Tropfenkondensation bereits 1969 von *Wenzel* diskutiert [108]. Vor diesem Hintergrund und auf

Grundlage der theoretischen Ausführungen zur klassischen Keimbildungstheorie in Abschnitt 2.3 werden in der vorliegenden Arbeit die folgenden Begrifflichkeiten unterschieden:

Als *Keimstelle* werden kleine räumliche Bereiche auf der Kondensationsoberfläche bezeichnet, die eine lokale Verminderung der Keimbildungsbarriere im Vergleich zu der umgebenden Kondensationsoberfläche aufweisen. Diese Verminderung kann aufgrund der Oberflächentopografie oder durch eine bessere Benetzbarkeit der Keimstelle bewirkt werden. Modellhaft wird eine Keimstelle als Punkt auf der Oberfläche angenommen. Wenn bei den jeweiligen Kondensationsbedingungen an einer Keimstelle tatsächlich eine Tropfenbildung stattfindet, handelt es sich um eine *aktive Keimstelle*, andernfalls um eine *potentielle Keimstelle*. Ein Molekülcluster, das sich als flüssige Phase durch thermische Fluktuation an einer Keimstelle oder einem anderen Ort bildet, wird als *Keim* bezeichnet. In Abgrenzung dazu sind *Tropfen* durch das Anwachsen eines Keims entstanden. Sie weisen einen Radius  $r > r_{\min}$  auf und sind damit thermodynamisch stabil (vgl. Abschnitt 2.3). In Abbildung 3.3 ist diese Modellvorstellung anhand eines Schemas veranschaulicht.

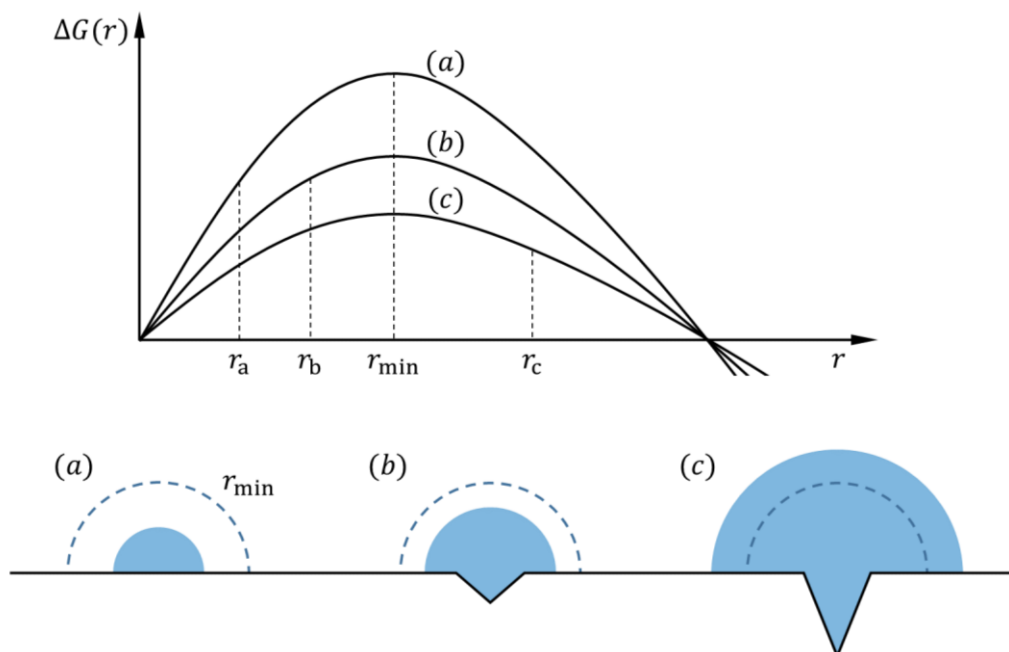


Abbildung 3.3: Modellvorstellung für instabile Molekülcluster (a) ohne Keimstelle und (b) auf potentieller Keimstelle, sowie für (c) Keimbildung auf aktiver Keimstelle. Kondensationskeime, die sich auf potentiellen Keimstellen oder neben Keimstellen bilden haben eine große Wahrscheinlichkeit wieder zu zerfallen, während aktive Keimstellen die Keimbildungsbarriere so weit absenken, dass die meisten Keime weiter zu einem Tropfen anwachsen.

Bei dieser Modellvorstellung zur Keimbildung bei der Tropfenkondensation besteht eine Analogie zur Bildung von Dampfblasen beim Sieden. So ist die Unterscheidung in aktive und potentielle Keimstellen auch im Zusammenhang mit der Keimbildung beim Blasensieden bekannt [109]–[113]. Aufgrund der deutlich geringeren Dichte der gasförmigen Phase im Vergleich zur flüssigen Phase ist der minimale Radius einer thermodynamisch stabilen Dampfblase beim Sieden jedoch üblicherweise um ein Vielfaches größer als der minimale Radius eines Tropfens beim Kondensieren (vgl. hierzu Gleichung (4-19) und [114, S. 128 f.]).

Neben der vorherrschenden Modellvorstellung spezifischer Keimstellen bei der Tropfenkondensation gibt es eine konkurrierende Hypothese, die hier in Anlehnung an *Sheng* [115] als *Hypothese des aufreißenden Kondensatfilms* bezeichnet wird. Diese Hypothese geht zurück auf *Jakob* [116] und besagt, dass sich auf der gekühlten Oberfläche zunächst ein dünner Kondensatfilm bildet, der ab einer kritischen Dichte aufreißt und einzelne Tropfen formt [117], [118]. Im Rahmen von Molekulardynamik-Simulationen konnten beide Mechanismen der Tropfenbildung als Teil eines kontinuierlichen Übergangs zur Filmkondensation beobachtet werden [115]. Ob sich neue Tropfen durch Keimbildung oder durch einen aufreißenden Kondensatfilm bilden, ist demzufolge nicht allgemeingültig zu beantworten, sondern hängt von der Benetzbarkeit der jeweiligen Oberfläche ab [115]. Experimentelle Untersuchungen [97] sprechen jedoch gegen die Hypothese des aufreißenden Kondensatfilms. Es besteht mittlerweile ein weitgehender Konsens darüber, dass es sich bei der Bildung neuer Kondensattropfen um ein Keimbildungsphänomen handelt, das mit der Entstehung von Molekülclustern beginnt [98, S. 172 ff.].

Die bisherigen Ausführungen zur Keimbildung gehen von einer festen Kondensationsfläche aus. Bei der Tropfenkondensation auf schmiermittelprägnierten Oberflächen treten zusätzliche Effekte im Zusammenhang mit der Bildung und dem Wachstum neuer Tropfen auf. So kann beispielsweise eine Tropfenbildung innerhalb der Ölschicht stattfinden [72] und vorhandene Tropfen auf der Oberfläche der Ölschicht können nachträglich von dem Öl umschlossen werden [119].

Wie bereits erwähnt, sind die Keimbildungsprozesse bei der Tropfenkondensation ausschlaggebend für die Tropfengrößenverteilung kleiner Tropfen und beeinflussen dadurch den Wärmeübergang maßgeblich. Die experimentelle Untersuchung der Tropfengrößenverteilung ist somit eng mit den Fragen der Keimbildung verknüpft. Aufgrund der kleinen Größenordnungen im Bereich  $< 1 \mu\text{m}$  und der hohen zeitlichen Dynamik der Tropfenbildung stellen sich dabei besondere messtechnische Anforderungen. In frühen experimentellen Untersuchungen der Tropfengrößenverteilung wurden Tropfen mit Radien über  $5 \mu\text{m}$  untersucht [19], [120], [121]. Auch mit

fortschrittlicherer Bildgebungstechnologie ist die Beobachtung kleinerer Tropfen nur begrenzt möglich [92], [96], [122]. Eine direkte Beobachtung von Keimstellen während der Tropfenkondensation wurde kürzlich mit Hilfe spezieller Rasterelektronenmikroskopie erreicht [95]. Dies wurde für Kondensationsbedingungen mit sehr geringen Keimstellendichten umgesetzt, was zu einem großen Abstand zwischen den einzelnen Primärtropfen führt. Die Autoren der Studie geben für ihr Verfahren eine räumliche Auflösung von etwa  $0,5 \mu\text{m}$  an, was derzeit das untere Größenlimit für eine direkte Beobachtung der Tropfenkondensation darstellt. Es bleibt das Problem, dass die Tropfenkeime zu klein ( $r < 50 \text{ nm}$ ) für eine direkte Beobachtung während des Kondensationsprozesses sind. Im folgenden Kapitel wird daher die Möglichkeit einer indirekten Messung der Keimstellendichte anhand ihrer Effekte auf den Wärmeübergang und die Tropfengrößenverteilung diskutiert.



## 4 Indirekte Messung der Keimstellendichte

### 4.1 Ansatz für die Bestimmung der Keimstellendichte mittels Modellkalibrierung

Die Keimstellendichte ist neben dem minimalen Tropfenradius der wesentliche Parameter, um die Keimbildungsvorgänge bei der Tropfenkondensation quantitativ zu beschreiben. Die Keimstellendichte hat bei der Modellierung einen wesentlichen Einfluss auf die Tropfengrößenverteilung und den Wärmeübergang. Wie in Abschnitt 3.3 dargestellt, sind die Zusammenhänge zwischen der Keimstellendichte und den Oberflächeneigenschaften nicht abschließend geklärt. Die aus der Literatur bekannten Werte streuen über mehrere Größenordnungen (vgl. Tabelle 3.1). Eine experimentelle Methode zur Ermittlung der Keimstellendichte ist bislang nicht etabliert. Hindernisse für eine direkte Beobachtung der Keimbildung sind die sehr kleinen Orts- und Zeitskalen, in denen sich diese Prozesse vollziehen: die Größe der neu gebildeten Tropfenkeime liegt deutlich unterhalb des Auflösungsvermögens für die herkömmliche Lichtmikroskopie.

Durch die Beobachtung größerer Tropfen kann die Tropfengrößenverteilung ab einem Tropfenradius im einstelligen Mikrometerbereich ermittelt werden (bspw. [96]). Wie in Abschnitt 4.2.3 näher ausgeführt wird, wirkt sich eine Änderung der Keimstellendichte jedoch nur in geringem Maße auf die Tropfengrößenverteilung dieser größeren, beobachtbaren Tropfen aus. Rückschlüsse von einer experimentell ermittelten Tropfengrößenverteilung der größeren Tropfen auf die Keimstellendichte (z. B. über Gleichung (3-1)) sind daher nur begrenzt möglich.

In diesem Kapitel wird deshalb ein Ansatz für die indirekte Messung der Keimstellendichte mittels Modellkalibrierung dargestellt. Der unbekannt Parameter der Keimstellendichte wird dabei so gewählt, dass die mit dem Modell berechneten Wärmestromdichten maximal mit den im Experiment gemessenen Werten zur Deckung gebracht werden. Dieser Ansatz erfordert einerseits eine exakte Messung der Wärmestromdichte und der Wandunterkühlung in Kondensationsexperimenten (vgl. Abschnitt 5.3) und andererseits eine Optimierungsrechnung mit einem geeigneten Wärmeübergangsmodell. Für ein genaues Messergebnis ist zudem erforderlich, dass die anderen Modellparameter möglichst genau bekannt sind und das gewählte Modell eine hohe Sensitivität gegenüber der zu ermittelnden Keimstellendichte aufweist.

Das prinzipielle Verfahren der Modellkalibrierung, nämlich das Ermitteln von Modellparametern durch Anpassung der Modellergebnisse an experimentelle Daten, kommt vor allem für komplexe Modell- und Simulationsrechnungen – beispielsweise in der Hydrologie [123]–[125] und in der Systembiologie [126]–[128] – zum Einsatz. Die Struktur des jeweiligen Modells bleibt dabei unverändert, während ein oder mehrere Parameter

des Modells angepasst werden. Dem Vorgehen liegt also die Annahme zu Grunde, dass die strukturellen Zusammenhänge zwischen den Parametern in dem Modell korrekt abgebildet sind und lediglich die Werte eines oder mehrere Modellparameter unbekannt sind.

Ziel der Modellkalibrierung ist die Abschätzung der Keimstellendichte auf einer spezifischen Probenoberfläche. Dies ermöglicht die Charakterisierung dieser Kondensationsoberfläche für die Tropfenkondensation. Durch eine Variation der Probenoberflächen und der Wandunterkühlung werden dadurch – zusammen mit optischen Messungen – auch Aussagen über die Zusammenhänge zwischen den Beschichtungseigenschaften, der Keimstellendichte und dem Wärmeübergang möglich.

In Abschnitt 4.2 wird zunächst ein geeignetes Berechnungsmodell für die Modellkalibrierung beschrieben. Die Sensitivität der berechneten Wärmestromdichte gegenüber den verschiedenen Modellparametern wird in Abschnitt 4.3 untersucht. In Abschnitt 4.4 wird schließlich die Berechnung der Keimstellendichte erläutert und das Vorgehen zur indirekten Messung der Keimstellendichte zusammengefasst.

## **4.2 Modellierung des Wärmeübergangs**

### *4.2.1 Modellierungskonzept*

In Abschnitt 3.2 wurde bereits ein kurzer Überblick über die Entwicklung der Wärmeübergangsmodellierung bei der Tropfenkondensation gegeben. In dieser Arbeit wird, wie in den meisten Untersuchungen zur Tropfenkondensation, der konzeptuelle Ansatz von *Le Fevre* und *Rose* [3] verfolgt. Dieser besteht darin, einerseits den Wärmestrom durch einen Einzeltropfen zu modellieren und andererseits die Tropfengrößenverteilung bei den jeweiligen Kondensationsbedingungen zu ermitteln.

Teilaspekte dieses Modellansatzes wurden in zahlreichen Veröffentlichungen intensiv diskutiert und weiterentwickelt. Dies betrifft beispielsweise die separate Modellierung der Tropfengrößenverteilung kleiner Tropfen anhand von Populationsbilanzen [90], [93], [94]. Als Ausgangspunkt für die Modellierung in der vorliegenden Arbeit wurde das im Jahr 2011 veröffentlichte Modell von *Kim* und *Kim* [85] gewählt. Dieses Modell fasst die wesentlichen Modellentwicklungen zu diesem Zeitpunkt zusammen, wobei erstmalig der Einfluss beliebiger Kontaktwinkel auf den Wärmeübergang eines Einzeltropfens und auf die Tropfengrößenverteilung berücksichtigt wurde. Ein Schwerpunkt nachfolgender Modellentwicklungen war die Berücksichtigung mikro- und nanostrukturierter Oberflächen (z. B. durch *Miljkovic* et al. [87]). Die experimentellen Untersuchungen in dieser Arbeit sind auf glatte und chemisch homogene Oberflächen fokussiert. Das Modell von *Kim* und *Kim* ist bei derartigen Oberflächen eine geeignete Grundlage für die Modellierung

der Tropfenkondensation. Im Folgenden wird die Modellierung in den Grundzügen erläutert. Dabei wird in Abschnitt 4.2.2 zunächst der Wärmeübergang durch einen Einzeltropfen diskutiert und anschließend in Abschnitt 4.2.3 die Modellierung der Tropfengrößenverteilung. Die Berechnung der an die gekühlte Wand übertragenen Wärmestromdichte erfolgt anhand dieser Teilaspekte nach Gleichung (4-1). Die Tropfengrößenverteilung wird dabei in zwei Bereiche unterteilt: den Bereich kleiner Primärtropfen mit einem Radius kleiner als der effektive Tropfenradius ( $r < r_e$ ) und der Bereich größerer Tropfen ( $r > r_e$ ), bei denen Koaleszenz als Wachstumsmechanismus vorherrschend ist.

$$\dot{q} = \int_{r_{\min}}^{r_e} \dot{Q}_{Tr}(r) n(r) dr + \int_{r_e}^{r_{\max}} \dot{Q}_{Tr}(r) N(r) dr \quad (4-1)$$

#### 4.2.2 Wärmedurchgang durch einen einzelnen Tropfen

Für die Berechnung der Wärmestromdichte durch die Kondensationsfläche ist es nötig, zunächst den Wärmedurchgang durch einen Einzeltropfen in Abhängigkeit von dessen Radius zu beschreiben. Der Wärmedurchgang ist abhängig von den Stoffwerten des Fluids und der Geometrie des Tropfens und kann durch eine Reihenschaltung von Wärmetransportwiderstände modelliert werden. In Abbildung 4.1 sind die hierbei berücksichtigten Wärmetransportwiderstände dargestellt.

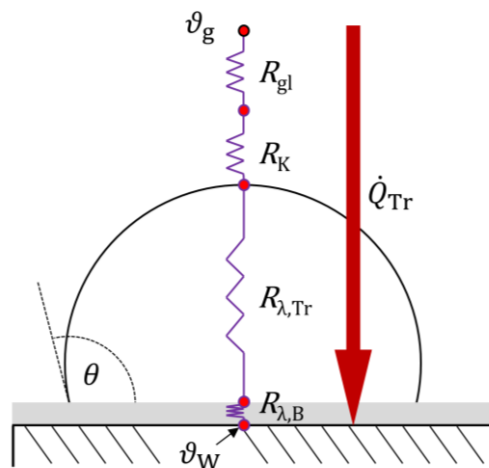


Abbildung 4.1: Wärmetransportwiderstände  $R_{gl}$ ,  $R_K$ ,  $R_{\lambda,Tr}$  und  $R_{\lambda,B}$  an einem Einzeltropfen mit dem Kontaktwinkel  $\theta$ . Aufgrund der Temperaturdifferenz zwischen Dampftemperatur  $\vartheta_g$  und Wandtemperatur  $\vartheta_w$  fließt der Wärmestrom  $\dot{Q}_{Tr}$  durch den Tropfen.

Als treibende Temperaturdifferenz wird die Wandunterkühlung  $\Delta\vartheta_{\text{sub}}$  betrachtet:

$$\Delta\vartheta_{\text{sub}} = \vartheta_g - \vartheta_w \quad (4-2)$$

Für die Berechnung der einzelnen Wärmetransportwiderstände wird der Tropfen als Kugelsegment betrachtet. Für den Wärmetransportwiderstand aufgrund des Phasenwechsels an der Tropfenoberfläche gilt dann:

$$R_{\text{gl}} = \left( \alpha_{\text{gl}} 2\pi r^2 (1 - \cos \theta) \right)^{-1} \quad (4-3)$$

Für den Wärmeübergangskoeffizient beim Phasenwechsel  $\alpha_{\text{gl}}$  haben *Kim* und *Kim* [85] Literaturwerte von *Tanasawa* [29] angegeben. Abweichend von diesem Vorgehen wird  $\alpha_{\text{gl}}$  in dieser Arbeit direkt anhand der Stoffwerte und der Siedetemperatur des kondensierenden Fluids berechnet. Hierfür wird die Gleichung (4-4) nach *Glicksmann* und *Hunt* [129] verwendet. Eine ausführliche Herleitung der Gleichung findet sich in [98, S. 194 ff.].

$$\alpha_{\text{gl}} = 2 \sqrt{\frac{M}{2\pi R T_S} \frac{\Delta h_v^2 \rho_g}{T_S}} \quad (4-4)$$

Durch die konvexe Krümmung der Tropfenoberfläche kommt es dort zu einer Absenkung des Sättigungsdampfdrucks. Dieser Krümmungseffekt wurde bereits im Zusammenhang mit der Keimbildung in Abschnitt 2.3 diskutiert und ist ebenfalls ausschlaggebend für die Größe des minimalen Tropfenradius nach Gleichung (2-12). Durch den Krümmungseffekt kommt es zu einem zusätzlichen Wärmetransportwiderstand, der mittels Gleichung (4-5) abgeschätzt wird [98, S. 196 f.].

$$R_K = \frac{2 T_S \sigma_{\text{lg}}}{\Delta h_v r \rho_l \dot{Q}_{\text{Tr}}} \quad (4-5)$$

Für den Wärmeleitwiderstand durch den Tropfen haben *Kim* und *Kim* die Gleichung (4-6) hergeleitet [85]. Der Kontaktwinkel  $\theta$  ist hierbei im Bogenmaß einzusetzen. Es wird davon

ausgegangen, dass der Wärmetransport durch Konvektion in dem Tropfen gegenüber der Wärmeleitung vernachlässigt werden kann.

$$R_{\lambda, \text{Tr}} = \frac{\theta}{4 \lambda_1 \pi r \sin \theta} \quad (4-6)$$

Der Wärmeleitwiderstand der Beschichtung ergibt sich aus deren Schichtdicke  $\delta_B$  und Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_B$  sowie der Fläche des Basiskreises des Tropfens:

$$R_{\lambda, B} = \frac{\delta_B}{\lambda_B \pi r^2 \sin^2 \theta} \quad (4-7)$$

Über die Addition der Wärmetransportwiderstände ergibt sich die Gleichung (4-9) für den Wärmestrom durch einen Einzeltropfen:

$$R_{\text{ges}} = \frac{\Delta \vartheta_{\text{sub}}}{\dot{Q}_{\text{Tr}}} = R_{\text{gl}} + R_K + R_{\lambda, \text{Tr}} + R_{\lambda, B} \quad (4-8)$$

$$\dot{Q}_{\text{Tr}} = \frac{\Delta \vartheta_{\text{sub}} - \frac{2T_S \sigma_{1g}}{\Delta h_v r \rho_1}}{\frac{1}{\alpha_{\text{gl}} 2\pi r^2 (1 - \cos \theta)} + \frac{\theta}{4\pi r \lambda_1 \sin \theta} + \frac{\delta_B}{\lambda_B \pi r^2 \sin^2 \theta}} \quad (4-9)$$

Zur Veranschaulichung sind die einzelnen Wärmetransportwiderstände in Abhängigkeit des Tropfenradius in Abbildung 4.2 anhand eines Beispiels dargestellt. Mit zunehmenden Tropfenradius nimmt der gesamte Wärmetransportwiderstand des Tropfens stark ab. Gleichzeitig benetzen größere Tropfen jedoch auch einen größeren Teil der Kondensationsfläche. Um diesen Einfluss zu berücksichtigen kann der Wärmedurchgangskoeffizient eines Tropfens bezogen auf dessen Basisfläche nach Gleichung (4-10) berechnet werden.

$$k_{\text{Tr}} = \frac{1}{R_{\text{ges}} \pi r^2 \sin^2 \theta} \quad (4-10)$$

Das Ergebnis ist beispielhaft in Abbildung 4.2 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass der Wärmedurchgangskoeffizient bei einem Tropfenradius von ungefähr 70 nm ein Maximum aufweist. Im Vergleich dazu ist der Wärmedurchgangskoeffizient größerer Tropfen ( $r > 1 \mu\text{m}$ ) deutlich geringer und nimmt mit zunehmender Tropfengröße weiter ab. Dies verdeutlicht den großen Einfluss, den kleine Tropfen auf den gesamten Wärmeübergang haben.

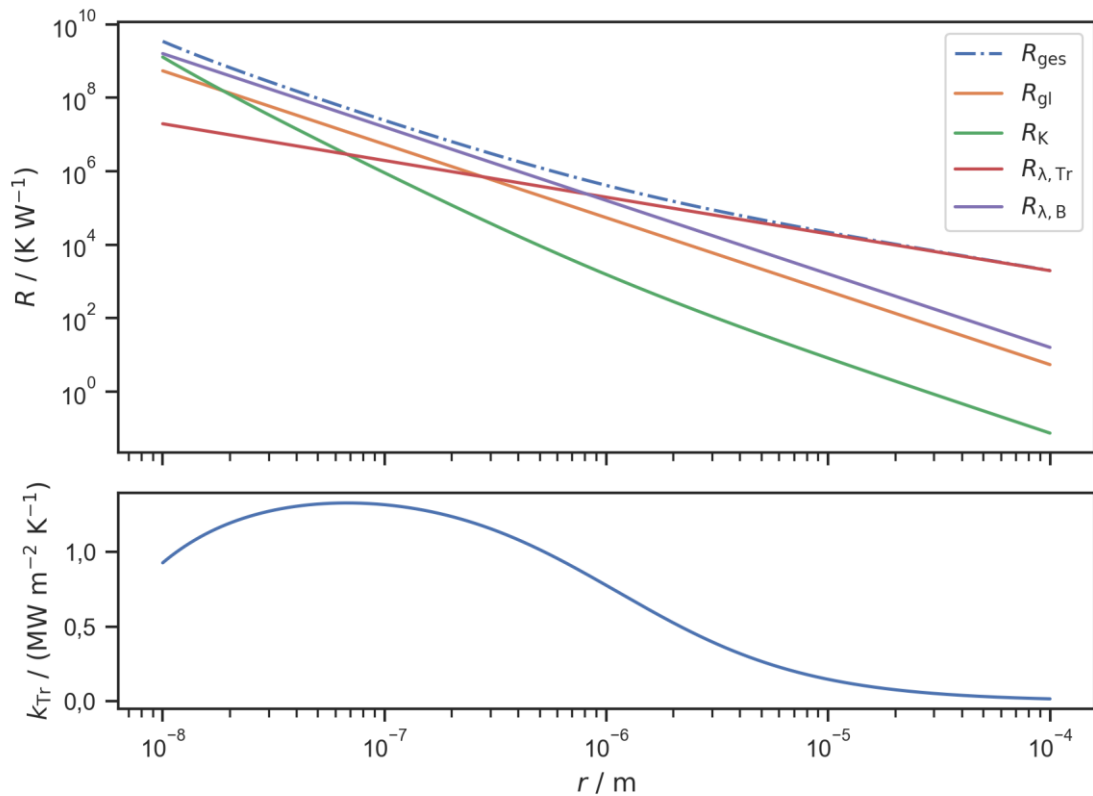


Abbildung 4.2: Beispiel für Wärmetransportwiderstände  $R$  an einem Wassertropfen in Abhängigkeit vom Tropfenradius  $r$  (oben), resultierender Wärmedurchgangskoeffizient  $k_{Tr}$  bezogen auf die Grundfläche des Tropfens (unten), Randbedingungen:  $p = 120 \text{ mbar}$ ,  $\Delta\vartheta_{\text{sub}} = 5 \text{ K}$ ,  $\theta = 90^\circ$ ,  $\lambda_B = 0,1 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ ,  $\delta_B = 50 \text{ nm}$ .

#### 4.2.3 Tropfengrößenverteilung

Die Tropfengrößenverteilung beschreibt die Anzahl der pro Fläche auftretenden Tropfen in Abhängigkeit von dem Äquivalentradius der Tropfen. Für die Modellierung wird vorausgesetzt, dass diese Verteilungsdichtefunktion im zeitlichen Mittel konstant und charakteristisch für die jeweiligen Kondensationsbedingungen ist. Über die Tropfengrößenverteilung werden die Vorgänge bei der Keimbildung, beim Wachstum und beim Abfließen der Tropfen in dem Modell abgebildet. Die wesentlichen Einflussfaktoren sind:

- die Stoffwerte des Fluids,
- die Keimstellendichte,
- das Benetzungsverhalten des Kondensats (charakterisiert durch Kontaktwinkel und Kontaktwinkelhysterese).

Da sich der primäre Mechanismus des Tropfenwachstums in Abhängigkeit der Tropfengröße ändert, lassen sich bei der Tropfengrößenverteilung zwei Bereiche unterscheiden: sehr kleine Tropfen, die vorrangig durch direkte Kondensation an der Tropfenoberfläche wachsen und größere Tropfen, die vorrangig durch Koaleszenz mit anderen Tropfen wachsen [89], [90]. Die Verteilung für die großen Tropfen ( $r > r_e$ ) werden nach *Le Fevre* und *Rose* [3] in Abhängigkeit von dem maximal auftretenden Tropfenradius wie folgt berechnet.

$$N(r) = \frac{1}{3\pi r^2 r_{\max}} \left( \frac{r}{r_{\max}} \right)^{-2/3} \quad (4-11)$$

Die Tropfengrößenverteilung kleiner Tropfen ist stark abhängig von den Keimbildungsprozessen bei der Tropfenbildung. Die Berechnung erfolgt auf der Grundlage von Populationsbilanzen unter Berücksichtigung des Kontaktwinkels nach *Kim* und *Kim* anhand der folgenden Gleichungen (4-12) bis (4-18) [85].

$$n(r) = \frac{1}{3\pi r_e^3 r_{\max}} \left( \frac{r_e}{r_{\max}} \right)^{-2/3} \frac{r(r_e - r_{\min})}{r - r_{\min}} \frac{A_2 r + A_3}{A_2 r_e + A_3} \exp(B_1 + B_2) \quad (4-12)$$

Dabei gilt für die einzelnen Parameter der Gleichung:

$$A_1 = \frac{\Delta\vartheta_{\text{sub}}}{2 \rho_l h_v} \quad (4-13)$$

$$A_2 = \frac{\theta(1 - \cos \theta)}{4 \lambda_l \sin \theta} \quad (4-14)$$

$$A_3 = \frac{1}{2\alpha_{gl}} + \frac{\delta_B(1 - \cos \theta)}{\lambda_B \sin^2 \theta} \quad (4-15)$$

$$B_1 = \frac{A_2}{\tau A_1} \left[ \frac{r_e^2 - r^2}{2} + r_{\min}(r_e - r) - r_{\min}^2 \ln \left( \frac{r - r_{\min}}{r_e - r_{\min}} \right) \right] \quad (4-16)$$

$$B_2 = \frac{A_3}{\tau A_1} \left[ r_e - r - r_{\min} \ln \left( \frac{r - r_{\min}}{r_e - r_{\min}} \right) \right] \quad (4-17)$$

Der Parameter  $\tau$  beschreibt die Zeit, in der die Kondensationsoberfläche durch abfließende große Tropfen, die kleinere Tropfen mitreißen, erneuert wird und berechnet sich zu:

$$\tau = \frac{3r_e^2 (A_2 r_e + A_3)^2}{A_1(11 A_2 r_e^2 - 14 A_2 r_e r_{\min} + 8 A_3 r_e - 11 A_3 r_{\min})} \quad (4-18)$$

Für den minimalen Tropfenradius lässt sich unter Annahme von Idealgasverhalten aus der *Kelvin*-Gleichung (2-12) mit Hilfe der *Clausius-Clapeyron*-Gleichung der folgende Zusammenhang herleiten.

$$r_{\min} = \frac{2 T_S \sigma_{lg}}{\Delta h_v \rho_1 \Delta \vartheta_{\text{sub}}} \quad (4-19)$$

Unter der vereinfachenden Annahme, dass die Keimstellen auf der Oberfläche in einer regelmäßigen quadratischen Anordnung vorliegen, wird der effektive Tropfenradius (ab dem das Tropfenwachstum vorrangig durch Koaleszenz erfolgt) wie bei *Kim* und *Kim* [85] nach Gleichung (4-20) berechnet<sup>2</sup>.

$$r_e = (4N_s)^{-1/2} \quad (4-20)$$

Der maximale Tropfenradius, bei dem die Tropfen von der Wand abfließen, wird für eine senkrechte Wand mit gleichmäßiger Benetzbarkeit aus dem Kräftegleichgewicht zwischen den Adhäsionskräften und der Schwerkraft berechnet. Hierfür wird die in [85] angegebene Gleichung (4-21) verwendet. Für eine ausführliche Diskussion der Kräftegleichgewichte, die unter verschiedenen Randbedingungen das Abfließen eines Tropfens bestimmen, sei an dieser Stelle auf die Arbeiten von *Khandekar* und *Muralidhar* verwiesen [98, S. 205 ff.].

$$r_{\max} = \left( \frac{6 \sigma_{lg} (\cos \theta_r - \cos \theta_a) \sin \theta}{\pi \rho_1 g (2 - 3 \cos \theta + \cos^3 \theta)} \right)^{1/2} \quad (4-21)$$

Die Tropfengrößenverteilung für kleine Tropfen ( $r < r_e$ ) ist abhängig von der Größe und Anzahl der neu entstehenden Tropfen. Grundannahmen für die Berechnung der

---

<sup>2</sup> Bei Annahme einer zufälligen, *Poisson*-verteilten Anordnung der Keimstellen auf der Oberfläche halbiert sich der effektive Tropfenradius  $r_e$  im Vergleich zu Gleichung (4-20) [61], [95]. Aus Sicht der Modellierung des Wärmeübergangs handelt es sich bei  $r_e$  und  $N_s$  um äquivalente Größen zur Charakterisierung des Keimbildungsverhaltens auf einer Kondensationsoberfläche [130]. Der effektive Radius stellt hierbei den halben mittleren Abstand zwischen zwei Keimstellen dar [87].



Tropfengrößenverteilung kleiner Tropfen sind einerseits die Gültigkeit der klassischen Keimbildungstheorie (vgl. Abschnitt 2.3) und andererseits die Hypothese spezifischer Keimstellen auf der Oberfläche (vgl. Abschnitt 3.3). In Abbildung 4.3 ist zur Veranschaulichung die Tropfengrößenverteilung nach den oben genannten Gleichungen beispielhaft dargestellt. Durch eine Variation der Keimstellendichte wird deren Einfluss auf die modellierte Tropfengrößenverteilung deutlich: je höher die Keimstellendichte, umso mehr Tropfen mit kleinen Radien gibt es. Gleichzeitig zeigt sich anhand der dargestellten Tropfengrößenverteilungen die Herausforderung bei der experimentellen Bestimmung der Keimstellendichte: Die Tropfengrößenverteilung für große Tropfen ( $r > r_e$ ) ist unabhängig von der Keimstellendichte. Der effektive Radius  $r_e$  liegt für die meisten Keimstellendichten (insbesondere für  $N_s > 10^{11}$ ) in Größenordnungen, in denen eine lichtmikroskopische Beobachtung der betreffenden Tropfen kaum noch möglich ist.

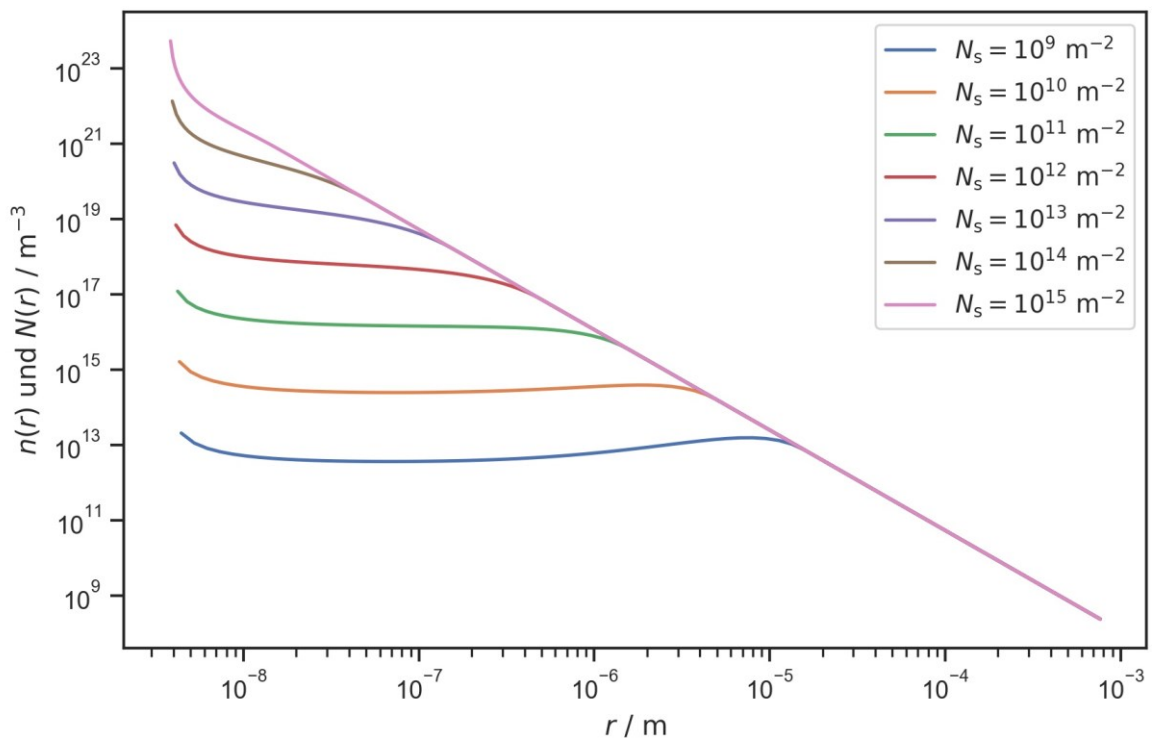


Abbildung 4.3: Tropfengrößenverteilungen  $n(r)$  und  $N(r)$  bei unterschiedlichen Keimstellendichten  $N_s$  für die Tropfenkondensation von Wasser, Randbedingungen:  $p = 120$  mbar,  $\Delta\vartheta_{\text{sub}} = 5$  K,  $\theta = 90^\circ$ ,  $\Delta\theta = 5^\circ$ ,  $\lambda_B = 0,1$  W m $^{-1}$  K $^{-1}$ ,  $\delta_B = 50$  nm.

#### 4.2.4 Bewertung des Modells

Das in den Abschnitten 4.2.2 und 4.2.3 beschriebene Modell ermöglicht die Berechnung der Wärmestromdichte bei Tropfenkondensation in Abhängigkeit von:

- den Benetzungseigenschaften der Kondensattropfen auf der Kondensationsoberfläche,
- den Stoffwerten des kondensierenden Fluids,
- der Keimstellendichte auf der Kondensationsoberfläche,
- der Wandunterkühlung.

Bei der Berechnung ist zu beachten, dass die Wandunterkühlung als Differenz aus der Dampftemperatur und der Temperatur zwischen Substrat und einer möglicherweise vorhandenen zusätzlichen Beschichtung berechnet wird (vgl. Abbildung 4.1 und Gleichung (4-8)). Im Falle einer beschichteten Oberfläche ist daher in dem Modell zusätzlich zu den oben genannten Einflüssen auch der Wärmedurchgang durch die Beschichtung (Wärmeleitfähigkeit und Schichtdicke) zu berücksichtigen. Diese Definition der Wandunterkühlung unterscheidet sich damit von den Definitionen im Zusammenhang mit der Konvektion (*Newton'sches* Gesetz für den Wärmeübergang) und der Filmkondensation (*Nußelt'sche* Wasserhauttheorie). Dies ist bei der Berechnung und dem Vergleich von Wärmeübergangskoeffizienten zu beachten. Für eine eindeutige Unterscheidung werden Wärmeübergangskoeffizienten, welche die Wärmeleitung durch eine Beschichtung beinhalten, in dieser Arbeit als effektive Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha^*$  bezeichnet. Die hier verwendete Definition der Wandunterkühlung hat sich in der Forschung zur Tropfenkondensation etabliert. Diese Definition hat einen messtechnischen Vorteil bei der experimentellen Untersuchung der Tropfenkondensation: mit den häufig verwendeten inversen Messverfahren (vgl. Abschnitt 5.3.3) lässt sich die Temperatur zwischen Substrat und Beschichtung unabhängig von der Schichtdicke und der Wärmeleitfähigkeit der Schicht (und damit genauer) bestimmen. Anhand derartiger Messungen lässt sich der Nutzen verschiedener Beschichtungen für den gesamten Wärmedurchgang unmittelbar vergleichen. Dies erfolgt in der Regel durch Darstellung in einem  $\dot{q}$  vs.  $\Delta\vartheta_{\text{sub}}$  - Diagramm.

Durch das Einbeziehen der Temperaturdifferenz über die Beschichtung in die Definition der Wandunterkühlung ergibt sich bei der Berechnung des minimalen Tropfenradius nach Gleichung (4-19) ein Fehler: die für die Keimbildung ausschlaggebende Temperaturdifferenz ist die Temperaturdifferenz zwischen Dampftemperatur  $\vartheta_g$  und der Temperatur auf der Beschichtung  $\vartheta_{\text{B,Tr}}$ . Die Temperaturdifferenz aufgrund der Wärmeleitung durch die Beschichtung müsste demzufolge bei der Berechnung des minimalen Tropfenradius berücksichtigt werden, sodass sich für den minimalen Tropfenradius die folgende Gleichung ergibt:

$$r_{\min} = \frac{2 T_S \sigma_{lg}}{\Delta h_v \rho_l (\vartheta_g - \vartheta_{B,Tr})} \quad (4-22)$$

Für sehr dünne Schichten wird die Temperaturdifferenz über der Beschichtung sehr klein, sodass anstelle von Gleichung (4-22) in guter Näherung Gleichung (4-19) zur Berechnung des minimalen Tropfenradius verwendet werden kann. Diese vereinfachende Annahme betrifft ebenso die Berechnung der Tropfengrößenverteilung für kleine Tropfen (vgl. Herleitung in [85]). Allerdings bewirkt die Vereinfachung, dass die Güte des Modells, und damit auch die Genauigkeit bei der Bestimmung der Keimstellendichte mittels Modellkalibrierung, abhängig von der Wärmeleitfähigkeit und Dicke der Beschichtung ist. Um dies zu vermeiden, wird für die Modellkalibrierung zunächst aus den Messwerten und den Eigenschaften der Beschichtung die Temperatur auf der Beschichtung nach Gleichung (4-23), und anschließend der minimalen Tropfenradius nach Gleichung (4-22) berechnet.

$$\vartheta_{B,Tr} = \dot{q} \frac{\delta_B}{\lambda_B} + \vartheta_W \quad (4-23)$$

Bei der Berechnung der Temperatur auf der Beschichtung nach Gleichung (4-23) wirken sich neben den Messunsicherheiten der Wärmestromdichte und der Wandtemperatur auch die Unsicherheiten der Schichtparameter auf das Ergebnis aus. Dieser Einfluss wird minimiert, wenn es sich um sehr dünne Schichten handelt.

Weiterhin wird in dem Modell für die Berechnung des Wärmeübergangs von einem reinen Medium ausgegangen, das aus dem Sättigungszustand an einer senkrechten Wand kondensiert und anschließend durch den Einfluss der Schwerkraft an der Wand tropfenförmig abfließt. Der Einfluss von nichtkondensierenden Inertgasen und der Einfluss einer aufgeprägten Dampfströmung sind nicht in dem Modell berücksichtigt. Prinzipiell ist das Modell für beliebige Fluide anwendbar, wobei der Großteil der bisherigen Untersuchungen zur Tropfenkondensation mit Wasserdampf durchgeführt wurde.

Das Modell ist prinzipiell geeignet, um mit Hilfe einer Modellkalibrierung den Parameter der Keimstellendichte indirekt aus den Kondensationsversuchen zu bestimmen. Für eine verlässliche Messung der Keimstellendichte ergeben sich die folgenden Anforderungen:

- 1) Geringe Messunsicherheiten bei der Messung der Wärmestromdichte und der Wandunterkühlung in den Kondensationsexperimenten. Hierfür ist eine entsprechende Charakterisierung des Messsystems nötig (vgl. Abschnitt 5.3.4).
- 2) Im Falle beschichteter Oberflächen: genaue Kenntnis der Schichtdicke und Wärmeleitfähigkeit oder Einsatz sehr dünner Beschichtungen (vgl. Abschnitt 5.1).

- 3) Zu vernachlässigender Einfluss von nichtkondensierenden Inertgasen und vernachlässigbarer Einfluss der Dampfströmung auf das Abfließen der Kondensatropfen. Dies wird durch eine geeignete Versuchsanordnung sichergestellt (vgl. Abschnitt 5.3.4).
- 4) Hohe Sensitivität des Modellergebnisses gegenüber dem zu ermittelnden Parameters der Keimstellendichte im Vergleich zu den anderen Modellparametern. Diese Anforderung wird im Rahmen einer Sensitivitätsanalyse im folgenden Abschnitt 4.3 näher diskutiert.

## 4.3 Sensitivitätsanalyse des Modells

### 4.3.1 Berechnungsmethoden der varianzbasierten Sensitivitätsanalyse

Im vorangegangenen Abschnitt wurden die Voraussetzungen für die indirekte Bestimmung der Keimstellendichte mit Hilfe von Modellkalibrierung dargestellt. Zu diesen Anforderungen gehört eine hohe Sensitivität des Modellergebnisses gegenüber dem Modellparameter der Keimstellendichte. Das Wärmeübertragungsmodell ist für die Modellkalibrierung geeignet, wenn eine Änderung des Wertes der Keimstellendichte sich im Vergleich zu Änderungen der Werte bei den anderen Modellparametern stark auf das Modellergebnis auswirkt. Dieser Vergleich lässt sich mit Hilfe von Sensitivitätsindizes quantifizieren.

Bei der Berechnung der Sensitivitätsindizes handelt es sich um ein Verfahren der globalen varianzbasierten quantitativen Sensitivitätsanalyse (vgl. [131]). Das Vorgehen weist große methodische Ähnlichkeiten zur Messunsicherheitsbetrachtung auf. Ein wesentlicher Unterschied besteht in der Zielstellung: während bei der Messunsicherheitsbetrachtung die möglichen Schwankungen eines Ergebnisses quantifiziert wird, ist das Ziel der Sensitivitätsanalyse, die Quelle dieser Schwankungen den einzelnen Modellparametern zuzuordnen [131]. Die Modellparameter und das Modellergebnis werden hierfür als stochastische Größen betrachtet. Der Einfluss eines einzelnen Modellparameters  $X_i$  wird dann anhand von dessen Beitrag zur Varianz des Modellergebnisses  $Y$  quantifiziert. Hierbei lassen sich der sogenannte Haupteffekt und Totaleffekt unterscheiden. Der Haupteffekt  $S_{H,i}$  ist ein Maß für den direkten Einfluss eines Modellparameters, während der Totaleffekt  $S_{T,i}$  zusätzlich Wechselwirkungseffekte zwischen den Modellparametern berücksichtigt [132]. Eine umfassendere Erläuterung der statistischen Hintergründe findet sich beispielsweise in [133]. Die beiden Sensitivitätsindizes sind wie folgt definiert, wobei  $\mathbf{X}_{\sim i}$  einen Vektor aller Modellparameter außer dem Parameter  $X_i$  bezeichnet.

$$S_{H,i} = \frac{\text{Var} [\text{E} (Y | X_i)]}{\text{Var} [Y]} \quad (4-24)$$

$$S_{T,i} = 1 - \frac{\text{Var} [\text{E} (Y | \mathbf{X}_{\sim i})]}{\text{Var} [Y]} \quad (4-25)$$

Im Folgenden besteht das Ziel, die Parameter des Modells hinsichtlich ihres Einflusses auf das Modellergebnis zu vergleichen. Hierfür wird eine globale Sensitivitätsanalyse durchgeführt, bei der alle Modellparameter in einem festzulegenden Wertebereich variiert werden. Das prinzipielle Vorgehen dabei ist wie folgt:

- 1) Festlegen der zulässigen Wertebereiche für alle Modellparameter,
- 2) Erstellen einer Stichprobe in Form von Eingangsvektoren aus dem Raum der zulässigen Wertebereiche (*Sampling*),
- 3) Berechnung der Modellergebnisse für alle Eingangsvektoren,
- 4) statistische Analyse aller Eingangsvektoren und Modellergebnisse.

Die Festlegung der zulässigen Wertebereiche erfolgt anhand von physikalischen und messtechnischen Überlegungen und wird im folgenden Abschnitt 4.3.2 näher erläutert. Für den zweiten Schritt, das Erstellen von Stichproben aus dem zulässigen Wertebereich, wird das Sampling-Verfahren von *Saltelli et al.* [134], [135] angewendet. Dabei wurde unter Abwägung der benötigten Rechenzeit eine Stichprobengröße von  $j = 1000$  gewählt. Die Anzahl der Eingangsvektoren  $J$  für jedes Szenario ergibt sich in Abhängigkeit der Anzahl der Modellparameter  $n$  aus folgender Gleichung [134].

$$J = j(2n + 2) \quad (4-26)$$

Für die Berechnung der Modellergebnisse wurden die Gleichungen aus Abschnitt 4.2 in einem Skript in der Programmiersprache *Python* implementiert [136]. Das Wärmeübergangsmodell beschreibt die Wärmestromdichte bei der Tropfenkondensation in Abhängigkeit von der Wandunterkühlung. Die Wandunterkühlung soll jedoch bei der Sensitivitätsanalyse nicht als Modellparameter berücksichtigt werden. Als Modellergebnis im Rahmen der Sensitivitätsanalyse wird deshalb der effektive Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha^*$  nach Gleichung (4-27) genutzt:

$$\alpha^* = \frac{\dot{q}}{\Delta\vartheta_{\text{sub}}} \quad (4-27)$$

Der effektive Wärmeübergangskoeffizient wird im Rahmen der Sensitivitätsanalyse für die beiden Wandunterkühlungen 1 K und 10 K gebildet und arithmetisch gemittelt. Die Analyse der Eingangs- und Ergebnisvektoren im vierten Schritt wird schließlich mit dem Verfahren nach *Sobol'* [137] durchgeführt. Das Sampling und die Berechnung der Totaleffekte erfolgen mit Hilfe der *Python* Bibliothek *SALib* [138]. Der Quellcode für die Berechnungen zur Sensitivitätsanalyse ist in [139] dokumentiert.

#### 4.3.2 Definition zulässiger Wertebereiche für vier Szenarien

Mit dem in Abschnitt 4.2 erläuterten Modell lässt sich der die Wärmestromdichte bei gegebener Wandunterkühlung in Abhängigkeit der folgenden sechs Parameter berechnen:

- Absolutdruck des Satttdampfes,
- statischer Kontaktwinkel der Kondensattropfen,
- Kontaktwinkelhysterese der Kondensattropfen,
- Keimstellendichte,
- Dicke der Beschichtung,
- Wärmeleitfähigkeit der Beschichtung.

Hierbei werden die beiden dynamischen Kontaktwinkel (Fortschreitwinkel und Rückzugswinkel) zur Kontaktwinkelhysterese zusammengefasst. Für die Berechnung des Modellergebnisses wird angenommen, dass der statische Kontaktwinkel das arithmetische Mittel der beiden dynamischen Kontaktwinkel darstellt.

Die Modellparameter wirken sich in unterschiedlichem Maße auf das Ergebnis aus. Gleichzeitig ist auch bei jedem Anwendungsfall des Modells das Wissen um die verschiedenen Modellparameter begrenzt. So lassen sich beispielsweise der Druck des gasförmigen Mediums und der Kontaktwinkel der Kondensattropfen sehr genau messen, wohingegen die Keimstellendichte häufig nur geschätzt werden kann. Es gibt bislang keine systematischen Untersuchungen dazu, wie stark sich diese unterschiedlichen Unsicherheiten der Modellparameter auf das Modellergebnis auswirken. Dieses Wissen ist jedoch erforderlich für die Bewertung der Modellkalibrierung.

Die Sensitivität des Modells in Bezug auf die verschiedenen Modellparameter wird maßgeblich durch den jeweils zulässigen Wertebereich bestimmt. Je nach Festlegung der Wertebereiche können aus der Sensitivitätsanalyse unterschiedliche Aussagen über das Modell getroffen werden. Für die Bestimmung der Keimstellendichte mittels Modellkalibrierung besteht das Ziel, einen Bereich im Parameterraum zu identifizieren, der sich einerseits experimentell umsetzen lässt und andererseits eine hohe Sensitivität der Keimstellendichte aufweist. Hierfür werden im Folgenden vier Szenarien definiert und

vergleichend bewertet. In Tabelle 4.1 sind die Wertebereiche der vier Szenarien zusammengefasst.

Tabelle 4.1: Zulässiger Wertebereich für die Modellparameter Kontaktwinkel  $\theta$ , Kontaktwinkelhysterese  $\Delta\theta$ , Druck  $p$ , Keimstellendichte  $N_s$ , Schichtdicke der Beschichtung  $\delta_B$  und Wärmeleitfähigkeit der Beschichtung  $\lambda_B$ .

	$\theta / ^\circ$	$\Delta\theta / ^\circ$	$p / \text{mbar}$	$N_s / \text{m}^{-2}$	$\delta_B / \mu\text{m}$	$\lambda_B / (\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1})$
<b>Szenario 1</b>	5 ... 175	1 ... 90	50 ... 5000	$10^9 \dots 10^{15}$	n. a.	n. a.
<b>Szenario 2</b>	5 ... 175	1 ... 90	50 ... 5000	$10^9 \dots 10^{15}$	0,1 ... 50	0,2 ... 10
<b>Szenario 3</b>	83 ... 93	24 ... 44	110 ... 130	$10^9 \dots 10^{15}$	n. a.	n. a.
<b>Szenario 4</b>	83 ... 93	24 ... 44	110 ... 130	$10^9 \dots 10^{15}$	0,1 ... 1	5 ... 10

In **Szenario 1** wird von Tropfenkondensation auf einer unbeschichteten Oberfläche ausgegangen. Die übrigen Modellparameter (Kontaktwinkel, Kontaktwinkelhysterese, Keimstellendichte und Druck) werden in einem großen Bereich variiert. Der Zweck dieses Szenarios ist es, den maximalen Bereich für die berechneten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten zu untersuchen und grundlegende Korrelationen zwischen den Modellparametern und dem Modellergebnis zu identifizieren. Die Begrenzung der jeweiligen Wertebereiche erfolgt nach dem Kriterium der physikalischen und technischen Plausibilität. Für den Kontaktwinkel wird der gesamte Bereich von sehr hydrophilen ( $\theta = 5^\circ$ ) bis sehr hydrophoben Oberflächen ( $\theta = 175^\circ$ ) zugelassen. Die Kontaktwinkelhysterese wird von  $1^\circ$  bis  $90^\circ$  variiert. Aufgrund des großen Wertebereichs sowohl für den statischen Kontaktwinkel als auch für die Kontaktwinkelhysterese ergeben sich (durch die Annahme, dass der statische Kontaktwinkel das arithmetische Mittel der beiden dynamischen Kontaktwinkel darstellt) in einigen Fällen Fortschreitwinkel von  $\theta_a > 180^\circ$  oder Rückzugswinkel von  $\theta_r < 0^\circ$ . In diesen Fällen wird  $\theta_a = 180^\circ$  bzw.  $\theta_r = 0^\circ$  angenommen. Die zulässigen Werte für die Keimstellendichte entsprechen mit  $10^9 \text{ m}^{-2} < N_s < 10^{15} \text{ m}^{-2}$  dem gesamten Bereich der in Tabelle 3.1 angegebenen Literaturwerte. Für den Sättigungsdampfdruck wurde vor dem Hintergrund möglicher technischer Anwendungen ein maximaler Bereich von 5 kPa bis 500 kPa gewählt.

**Szenario 2** entspricht dem Szenario 1 und es wird zusätzlich noch der Einfluss einer möglichen Beschichtung berücksichtigt. Bezüglich der Schichtdicke und der Wärmeleitfähigkeit der Beschichtung ein großer zulässiger Bereich von 0,1  $\mu\text{m}$  bis 50  $\mu\text{m}$ , bzw.  $0,2 \text{ W m}^{-1} \text{K}^{-1}$  bis  $10 \text{ W m}^{-1} \text{K}^{-1}$  gewählt. Der Wertebereich für die Wärmeleitkoeffizienten wurden anhand von möglichen Beschichtungsmaterialien festgelegt (ca.  $0,2 \text{ W m}^{-1} \text{K}^{-1}$  für PTFE [140, S. 12–223] und  $10 \text{ W m}^{-1} \text{K}^{-1}$  für auf Wärmeleitung optimierte

Schichten [141]). Anhand dieses Szenarios soll der Einfluss der Beschichtung im Vergleich zu den übrigen Einflussparametern bewertet werden.

In **Szenario 3** wird von Tropfenkondensation auf einer unbeschichteten Oberfläche ausgegangen. Im Gegensatz zum Szenario 1 werden die Wertebereiche enger eingegrenzt. Als Orientierung dienen Versuche an einer polierten Edelstahlprobe (Werkstoff-Nr.: 1.4301, vgl. [142]). Grundlage für die Festlegung der Wertebereiche ist das durch Messungen gesicherte Wissen über die Modellparameter. Im Falle der Keimstellendichte ist eine Eingrenzung durch Messungen nicht möglich, sodass der gleiche Wertebereich wie bei den Szenarien 1 und 2 verwendet wird. Ziel der Sensitivitätsanalyse mit diesem Szenario ist es, die Auswirkungen der Unsicherheiten aller Modellparameter auf das Modellergebnis für anwendungsnahe Randbedingungen zu berücksichtigen.

**Szenario 4** entspricht dem Szenario 3, zusätzlich wird jedoch der zusätzliche Einfluss einer Beschichtung berücksichtigt. Der Wertebereich wird dabei so gewählt, dass vorteilhafte Beschichtungen (also eine geringe Schichtdicke und eine hohe Wärmeleitfähigkeit) abgebildet werden.

#### 4.3.3 *Sensitivitätsindizes der Modellparameter*

Die Sensitivitätsanalysen wurde nach den in Abschnitt 4.3.1 erläuterten Methoden mit der Software *SALib* [138] für die vier Szenarien (vgl. Abschnitt 4.3.3) durchgeführt. Die berechneten Sensitivitätsindizes (Totaleffekte) sind in Abbildung 4.4 dargestellt. Insgesamt wird deutlich, dass in den Szenarien mit Berücksichtigung einer Beschichtung (Szenario 2 und Szenario 4), der Wärmeleitwiderstand der Beschichtung (Wärmeleitfähigkeit und Beschichtungsdicke) einen bestimmenden Einfluss auf den berechneten Wärmeübergangskoeffizienten haben. Dies gilt auch für den Fall einer Beschichtung mit geringer Schichtdicke und vergleichsweise hoher Wärmeleitfähigkeit (Szenario 4). Neben dem Wärmeleitwiderstand der Beschichtung ist das Modellergebnis vor allem von dem Kontaktwinkel (Szenario 1 und 2) und der Keimstellendichte (Szenario 3 und 4) abhängig.



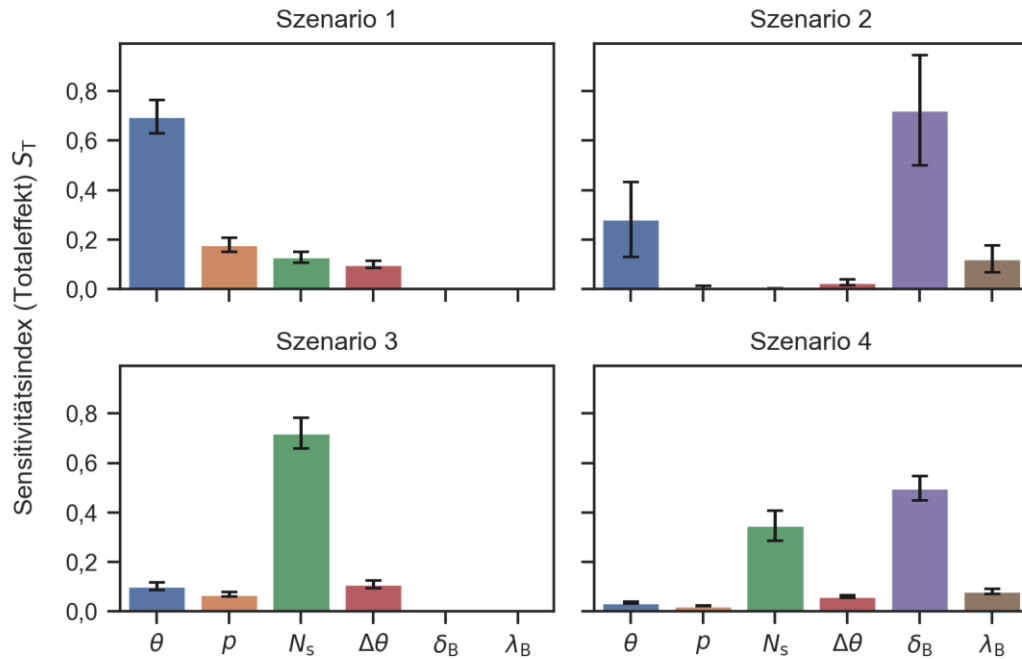


Abbildung 4.4: Totaleffekte der Modellparameter Kontaktwinkel  $\theta$ , Kontaktwinkelhysterese  $\Delta\theta$ , Druck  $p$ , Keimstellendichte  $N_s$ , Schichtdicke der Beschichtung  $\delta_B$  und Wärmeleitfähigkeit der Beschichtung  $\lambda_B$  für die 4 Szenarien (vgl. [143]).

Der Einfluss der Keimstellendichte auf das Modellergebnis ist in Szenario 3 besonders ausgeprägt. In diesem Szenario wurde der Wertebereich für die Modellparameter entsprechend den Messergebnissen aus Kondensationsexperimenten und Kontaktwinkelmessungen begrenzt. Im Fall der Keimstellendichte sind jedoch keine zusätzlichen Informationen aus direkten Messungen verfügbar, sodass der Wertebereich bei diesem Parameter nicht eingeschränkt wurde. Dies führt zu dem in Szenario 3 beobachteten hohen Sensitivitätsindex der Keimstellendichte. Der hohe Sensitivitätsindex der Keimstellendichte in Szenario 3 bietet einen Ansatzpunkt für die experimentelle Bestimmung der Keimstellendichte mittels Modellkalibrierung. Idealerweise werden hierfür Kondensationsexperimente an unbeschichteten Proben oder an Proben mit sehr dünner Beschichtung durchgeführt, um den Einfluss der Beschichtung zu minimieren, der in Szenario 4 deutlich wird.

#### 4.3.4 Qualitative Sensitivitätsanalyse

Die Berechnung der Sensitivitätsindizes aus dem vorangegangenen Abschnitt 4.3.3 ermöglicht Aussagen über den Einfluss der einzelnen Parameter auf das Modellergebnis. Es lassen sich jedoch damit keine qualitativen Aussagen darüber treffen, in welche Richtung das Modellergebnis durch eine Variation eines bestimmten Parameters

beeinflusst wird oder in welchen Bereichen im Parameterraum eine besonders hohe Korrelation mit einem bestimmten Modellparameter besteht. Hierfür wird im Folgenden eine qualitative Sensitivitätsanalyse dargestellt. Zunächst werden die Wertebereiche der Modellergebnisse in den 4 Szenarien verglichen. Anschließend werden die in den 4 Szenarien berechneten Modellergebnisse in Abhängigkeit von den beiden Parametern mit den höchsten Sensitivitätsindizes dargestellt und diskutiert.

Die berechneten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten schwanken insgesamt in einem Bereich von 0 bis  $1833 \text{ kW m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ . Wobei sehr hohe Werte über  $900 \text{ kW m}^{-2} \text{ K}^{-1}$  nur für Kombinationen von extremen Werten mehrere Einflussfaktoren und ohne den negativen Einfluss einer isolierenden Beschichtung erreicht werden (Szenario 1). Sobald der Einfluss der Beschichtung berücksichtigt wird, verkleinert sich der Wertebereich auf 0 bis  $900 \text{ kW m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ . Bei Eingrenzung auf einen realistischen Bereich (Szenarien 3 und 4) liegen die berechneten Wärmeübergangskoeffizienten bei ungefähr  $100 \text{ kW m}^{-2} \text{ K}^{-1}$  bis  $300 \text{ kW m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ . In Abbildung 4.5 ist die Häufigkeitsverteilung der berechneten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten für die vier Szenarien dargestellt.

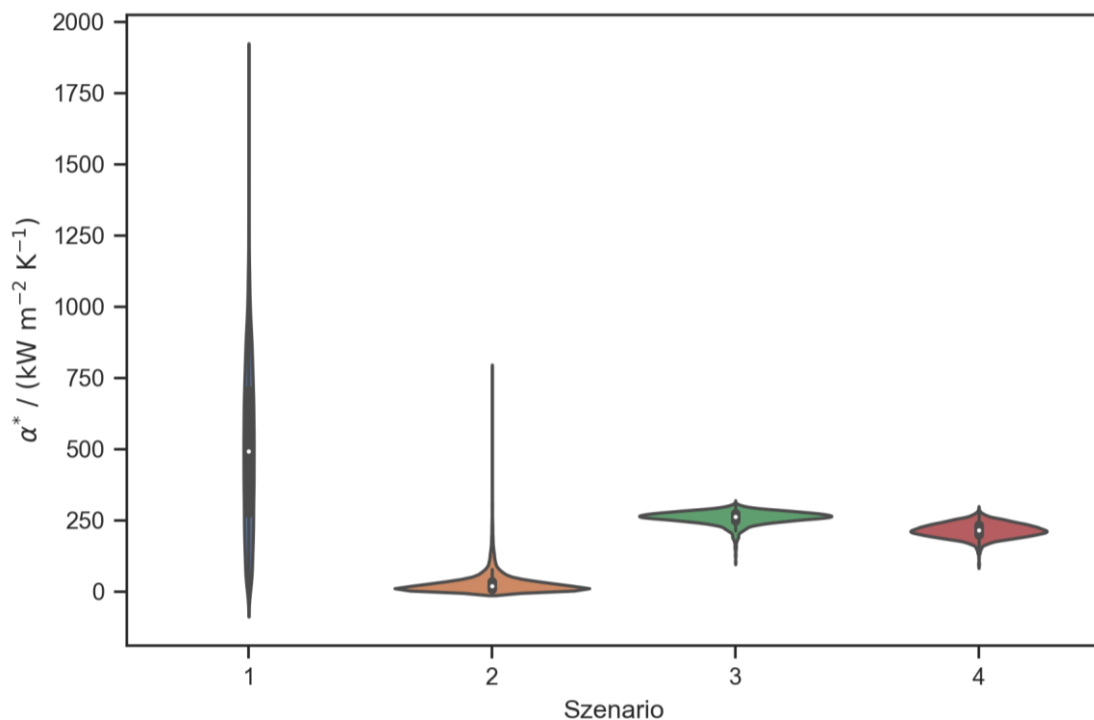


Abbildung 4.5: Häufigkeitsverteilung der im Rahmen der Sensitivitätsanalyse berechneten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha^*$  für die vier Szenarien.

Erwartungsgemäß sind die Modellergebnisse bei den Szenarien 1 und 2, aufgrund des größeren zulässigen Wertebereichs für die Modellparameter, über einen größeren Bereich verteilt als bei den Szenarien 3 und 4. Im Folgenden werden die Ergebnisse der vier Szenarien im Sinne einer qualitativen Sensitivitätsanalyse genauer diskutiert.

In **Szenario 1** wurden die Eingangswerte für das Modell über einen sehr weiten Bereich variiert, wobei keine isolierende Wirkung einer Beschichtung berücksichtigt ist. Unter diesen Voraussetzungen ist der berechnete Wärmeübergang am stärksten von dem Kontaktwinkel der Kondensattropfen abhängig. Der Druck, die Keimstellendichte und die Kontaktwinkelhysterese weisen im Vergleich dazu deutlich geringere Totaleffekte von weniger als 0,2 auf. In Abbildung 4.6 ist der Einfluss des Kontaktwinkels und des Drucks auf den berechneten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten dargestellt. Beide Einflussfaktoren lassen eine klare Tendenz erkennen: Der Kontaktwinkel limitiert den Wärmeübergang deutlich, wenn er sehr große oder sehr kleine Werte annimmt. Die höchsten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten treten bei mittleren Kontaktwinkeln zwischen  $70^\circ$  und  $130^\circ$  auf. Über den gesamten Bereich wirkt sich ein höherer Druck positiv auf die berechneten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten aus.

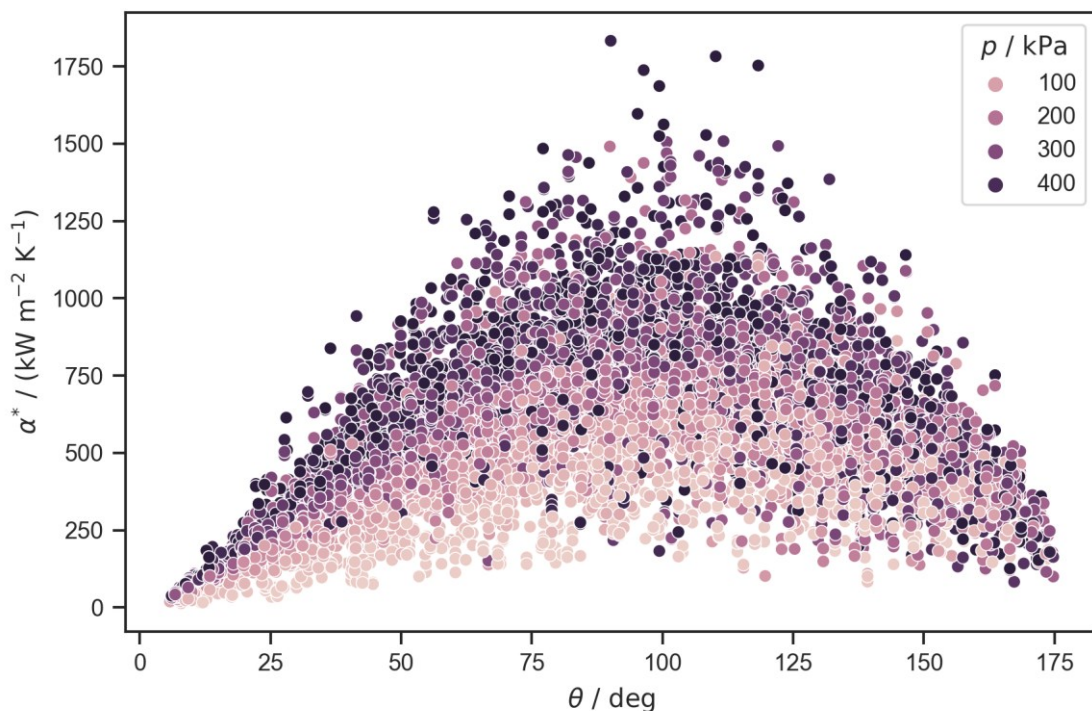


Abbildung 4.6: Einfluss des Kontaktwinkels  $\theta$  und des Drucks  $p$  auf den berechneten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha^*$ .

In **Szenario 2** ist die isolierende Wirkung einer Beschichtung berücksichtigt. Die Wärmeleitfähigkeit und die Schichtdicke wurden dabei über einen weiten Bereich variiert. Die Schichtdicke hat in diesem Szenario den stärksten Einfluss auf die berechneten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten. Danach folgen der Kontaktwinkel und die Wärmeleitfähigkeit der Beschichtung. Kontaktwinkelhysterese, Keimstellendichte und Druck haben im Vergleich zu diesen Parametern einen sehr geringen Einfluss. In Abbildung 4.7 ist der Einfluss des Kontaktwinkels und der Schichtdicke auf den effektiven Wärmeübergangskoeffizienten dargestellt. Wie bereits im vorherigen Szenario 1 zeigt sich, dass die höchsten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten bei mittleren Kontaktwinkeln erreicht werden (dunkle Punkte im Diagramm). Hohe Wärmeübergangskoeffizienten von über  $500 \text{ kW m}^{-2} \text{ K}^{-1}$  werden in diesem Szenario nur bei geringen Schichtdicken von unter  $0,3 \mu\text{m}$  erreicht.

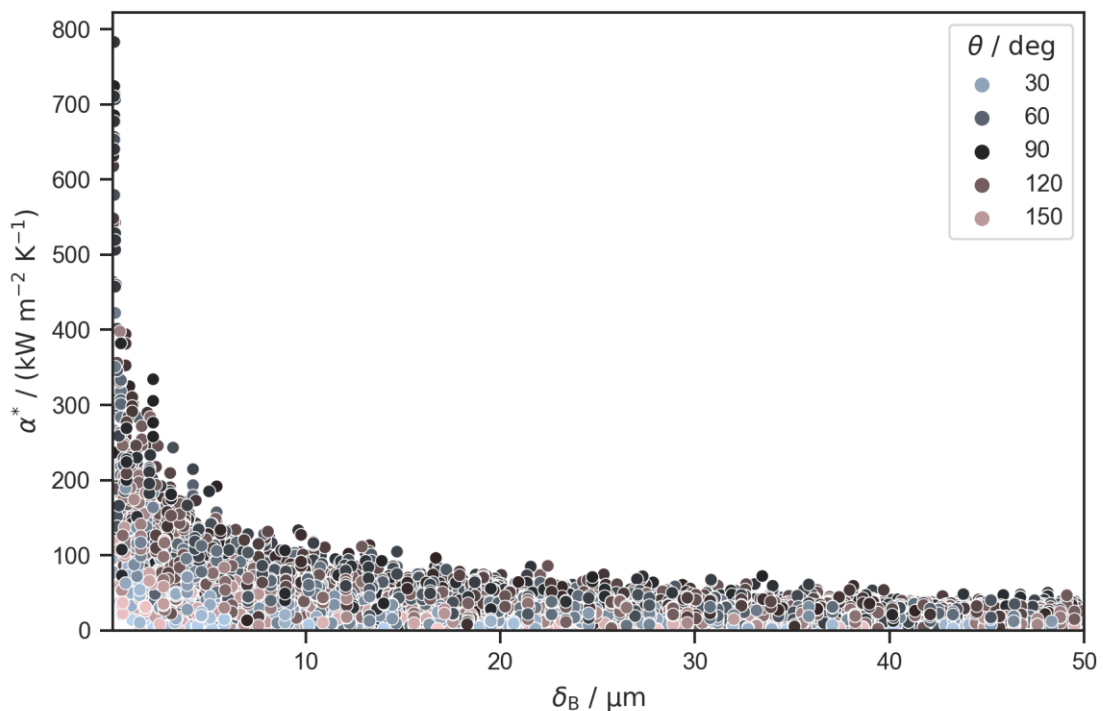


Abbildung 4.7: Einfluss der Schichtdicke  $\delta_B$  und des Kontaktwinkels  $\theta$  auf den berechneten Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha^*$ .

In **Szenario 3** wird keine Beschichtung berücksichtigt. Die übrigen Einflussfaktoren werden so weit wie möglich eingegrenzt. Als Orientierung dienen dabei eigene Untersuchungen auf polierten Edelstahlproben, bei denen Tropfenkondensation auftritt [142]. Es handelt sich in diesem Sinne um eine lokale Sensitivitätsanalyse. Die tatsächliche

Keimstellendichte kann nicht unmittelbar gemessen werden und ist daher mit großen Unsicherheiten verbunden. Dies zeigt sich auch bei den Totaleffekten der Einflussfaktoren: die Keimstellendichte hat mit deutlichem Abstand zu allen anderen Faktoren den größten Einfluss auf die berechneten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten. In Abbildung 4.8 ist der Einfluss der Keimstellendichte und der Kontaktwinkelhysterese auf den Wärmeübergang dargestellt. Für beide Größen ist eine klare Tendenz zu erkennen: mit zunehmenden Keimstellendichten und abnehmender Kontaktwinkelhysterese nimmt der effektive Wärmeübergangskoeffizient zu.

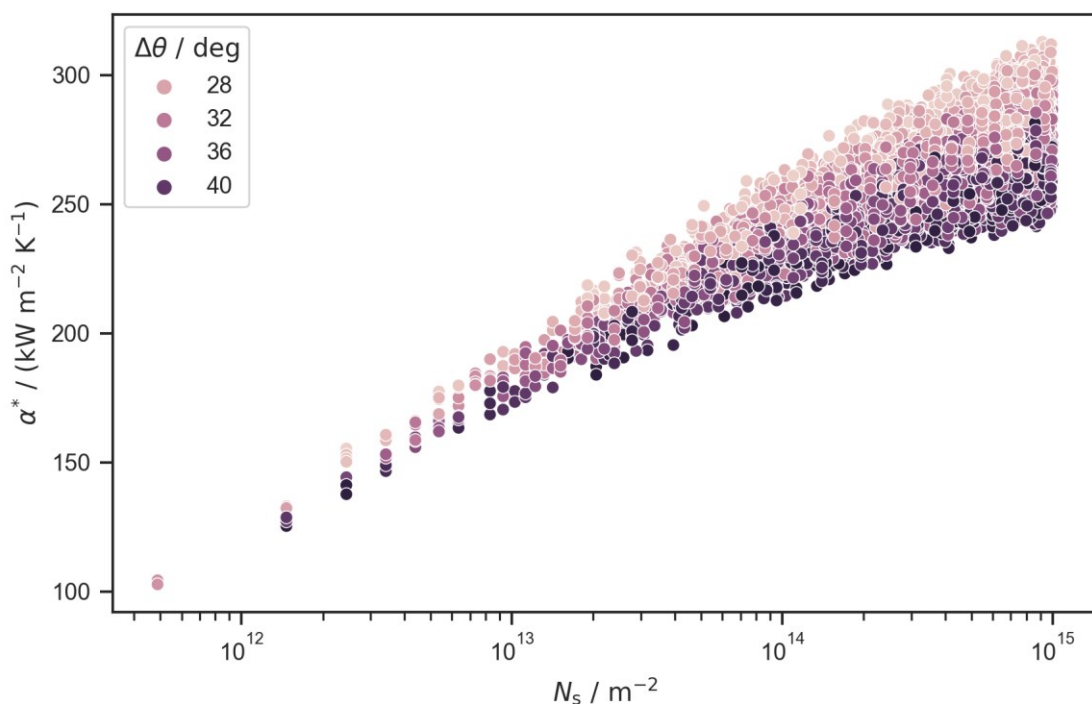


Abbildung 4.8: Einfluss der Keimstellendichte  $N_s$  und der Kontaktwinkelhysterese  $\Delta\theta$  auf den berechneten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha^*$ .

**Szenario 4** entspricht dem Szenario 3, wobei zusätzlich der Einfluss einer Beschichtung berücksichtigt wird. Hierbei wurde auf Grundlage der Ergebnisse aus dem Szenario 2 eine dünne Beschichtung mit Schichtdicken unter  $1 \mu\text{m}$  und mit hoher Wärmeleitfähigkeit von  $5 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$  bis  $10 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$  ausgewählt, sodass prinzipiell hohe Wärmeübergangskoeffizienten möglich sind. Trotz der bereits auf einen vorteilhaften Bereich eingeschränkten Schichtdicke und Wärmeleitfähigkeit wird das Modellergebnis auch in

diesem Szenario maßgeblich von der Schichtdicke bestimmt, die einen ähnlichen Total-effekt wie die Keimstellendichte aufweist. Abbildung 4.9 zeigt den Einfluss der Schichtdicke und der Keimstellendichte. Die bereits zuvor beschriebenen tendenziellen Auswirkungen dieser beiden Größen bestätigen sich in diesem Szenario: bei größeren Keimstellendichten und kleineren Beschichtungsdicken treten die höchsten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten auf. Insgesamt liegen die berechneten Wärmeübergangskoeffizienten in einem ähnlichen Bereich wie bei Szenario 3. Durch die zusätzliche wärmeisolierende Wirkung der Beschichtung streuen die Werte stärker in Richtung geringerer Wärmeübergangskoeffizienten, was sich insbesondere bei großen Keimstellendichten deutlich zeigt, bei denen der Wärmeübergang stärker durch die Beschichtung begrenzt wird.

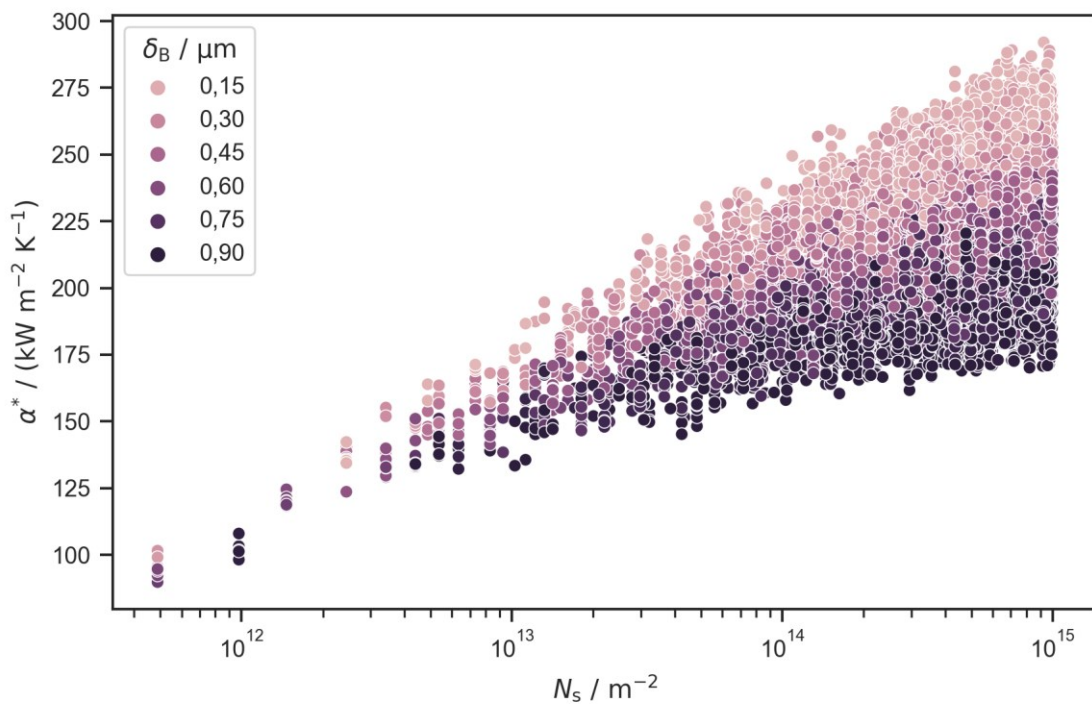


Abbildung 4.9: Einfluss der Keimstellendichte  $N_s$  und der Schichtdicke  $\delta_B$  auf den berechneten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha^*$ .

#### 4.3.5 Fazit der Sensitivitätsanalyse

Die quantitative und qualitative Sensitivitätsanalyse ermöglicht einen Vergleich der verschiedenen Modellparameter hinsichtlich ihres Einflusses auf den Wärmeübergang im Modell. Wenn die Modellparameter über einen sehr weiten Bereich variiert werden (Szenarien 1 und 2), hat der Kontaktwinkel einen großen Einfluss auf den berechneten

Wärmeübergangskoeffizienten, wobei Werte von 70° bis 130° einen besonders guten Wärmeübergang ermöglichen. In Szenario 3 und Szenario 4 wird deutlich, dass die Keimstellendichte einen maßgeblichen Einfluss auf das berechnete Modellergebnis hat, wenn das Modell zur Berechnung des Wärmeübergangs unter anwendungsnahen Randbedingungen eingesetzt wird, bei dem die anderen Modellparameter messbar sind. Dies verdeutlicht die Relevanz der Keimstellendichte für die Modellierung der Tropfenkondensation: solange der Wert der Keimstellendichte unbekannt ist, ist das Modellergebnis zwangsläufig mit einer hohen Unsicherheit behaftet.

Der deutlich höhere Totaleffekt der Keimstellendichte gegenüber den anderen Modellparametern in Szenario 3 bietet zugleich den Ansatzpunkt für die experimentelle Ermittlung der Keimstellendichte. Bei hinreichend genauer Messung der anderen Einflussfaktoren, kann die Keimstellendichte mittels Modellkalibrierung anhand des gemessenen Wärmeübergangs ermittelt werden. Der Vergleich zwischen Szenarien 3 und 4 verdeutlicht den Einfluss der Beschichtung auf die Modellkalibrierung. Um einen möglichst hohen Sensitivitätsindex der Keimstellendichte zu erreichen, sollte die Beschichtungsdicke und -wärmeleitfähigkeit sehr genau bekannt sein. Eine weitere Möglichkeit besteht darin, sehr dünne Beschichtungen mit Schichtdicken im Bereich von unter 300 nm zu verwenden, wodurch der Einfluss der Beschichtung auf den Wärmeübergang im Modell und im Experiment minimiert wird.

Zusammenfassend wurde mit der Sensitivitätsanalyse gezeigt, dass der Wärmeleitwiderstand der Beschichtung, der Kontaktwinkel und die Keimstellendichte die Haupteinflussfaktoren auf den Wärmeübergang bei der Tropfenkondensation darstellen. Aus der qualitativen Sensitivitätsanalyse können die folgenden Empfehlungen für einen maximalen Wärmeübergang abgeleitet werden: dünne Beschichtung mit hoher Wärmeleitfähigkeit, möglichst geringe Kontaktwinkelhysterese, mittlere Kontaktwinkel zwischen 70° und 130° und eine hohe Keimstellendichte.

#### **4.4 Zusammenfassung der Methodik**

Ziel der indirekten Messung ist es, die Keimstellendichte bei der Tropfenkondensation auf Grundlage des experimentell ermittelten Wärmeübergangs zu bestimmen. Das in Abschnitt 4.2 erläuterte Modell für den Wärmeübergang beschreibt den hierfür erforderlichen Zusammenhang zwischen der Keimstellendichte und dem Wärmeübergang. In Abschnitt 4.3 wurden die Randbedingungen dargestellt, unter denen der modellierte Wärmeübergang eine besonders starke Abhängigkeit von dem Modellparameter der Keimstellendichte aufweist. Damit sind die grundlegenden Voraussetzungen für die Berechnung der Keimstellendichte mittels Modellkalibrierung gegeben.

Als Eingangsgrößen für die Berechnung der Keimstellendichte ist eine Messung des Wärmeübergangs in Kondensationsexperimenten erforderlich. Der Wärmeübergang bei der zu untersuchenden Oberfläche und bei definierten Randbedingungen für die Kondensation wird dabei durch Wertepaare der Wandunterkühlung  $\Delta\vartheta_{\text{sub}}$  und der Wärmestromdichte  $\dot{q}$  bei stationären Bedingungen beschrieben. Der hierfür eingesetzte Versuchsaufbau und die Messung des Wärmeübergangs werden in Abschnitt 5.3 ausführlich beschrieben.

Neben der Messung des Wärmeübergangs ist es für die Modellkalibrierung erforderlich, die anderen Modellparameter neben der Keimstellendichte zu bestimmen. Die Stoffwerte des kondensierenden Fluids werden anhand des in der Versuchsanlage gemessenen Druckes mit der Stoffwertbibliothek *CoolProp* [144] berechnet. Die Schichtdicke und Wärmeleitfähigkeit der Beschichtungen werden im Rahmen der Probencharakterisierung in Abschnitt 5.1 beschrieben. Die statischen und dynamischen Kontaktwinkel der zu untersuchenden Oberfläche werden durch Kontaktwinkelmessungen (vgl. Abschnitt 5.2) bestimmt. Bis auf die Keimstellendichte als Messgröße der Modellkalibrierung sind somit alle Modellparameter bestimmbar.

Für die eigentliche Modellkalibrierung besteht schließlich die Aufgabe, den Wert für die Keimstellendichte so zu bestimmen, dass die modellierte Wärmestromdichte über alle Messpunkte hinweg die experimentell ermittelten Wärmestromdichten optimal beschreibt. Hierfür wird als Optimierungsmethode eine orthogonale Regression [145] verwendet. Die Berechnung erfolgt mit der *Python*-Bibliothek *scipy.odr* [146]. Dabei werden die Messunsicherheiten der Wandunterkühlung und der Wärmestromdichte für jeden Messpunkt berücksichtigt. Die Bestimmung dieser Messunsicherheiten wird im Rahmen der Messsystemcharakterisierung in Abschnitt 5.3.4 näher erläutert.

Die in diesem Kapitel beschriebene Methodik ermöglicht eine indirekte Messung der Keimstellendichte anhand der Effekte auf den Wärmeübergang. Grundlage für diese Methodik ist eine exakte Bestimmung des Wärmeübergangs bei der Tropfenkondensation in geeigneten Kondensationsversuchen. Im folgenden Kapitel wird der Aufbau und die Methodik für die Kondensationsversuche dargestellt.



## 5 Experimenteller Aufbau

### 5.1 Probencharakterisierung

Für die Kondensationsexperimente wurden Probekörper aus elektroraffiniertem Kupfer (Cu-ETP, Werkstoff-Nr.: CW004A, Prüfzeugnis siehe Anhang A.2) hergestellt. Die Substrate sind so geformt, dass sie in den Kondensationsversuchsstand passen (vgl. Abschnitt 5.3.1). Abbildung 5.1 zeigt die Geometrie der Probekörper. Die Testfläche, auf der die Kondensation stattfindet, ist die kleinere Kreisfläche des Probekörpers mit einem Durchmesser von 10 mm. Diese Oberfläche wurde auf Spiegelglanz poliert. Die Oberflächenrauheit der polierten Fläche wurde mit Hilfe von Rasterkraftmikroskopie auf  $R_a = 4,4$  nm und  $R_{ms} = 3,2$  nm bestimmt. Die Wärmeleitfähigkeit des Kupfers beträgt  $394 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$  bei einer Temperatur von  $20 \text{ °C}$  [147].

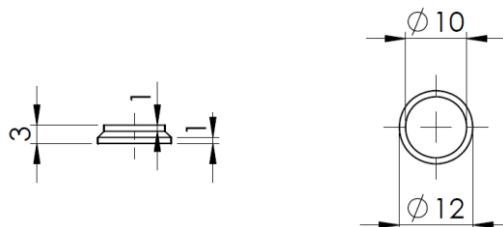


Abbildung 5.1: Geometrie der Probekörper, Maße in mm.

Für die Umsetzung der Tropfenkondensation wurden zwei unterschiedliche Arten von hydrophoben Dünnschichten auf die Testflächen der Probekörper aufgebracht:

- 1) Dünnschichten aus 1H,1H,2H,2H-Perfluordecyltriethoxysilan (PFDTES). Hierbei handelt es sich um Monolagen, die mittels molekularer Selbstassemblierung auf den polierten Testflächen abgeschieden wurden. Die Beschichtungen weisen eine Dicke von 1,7 nm und eine Oberflächenrauheit von  $R_a = 0,9$  nm und  $R_{ms} = 1,6$  nm auf. Die Wärmeleitfähigkeit des Materials ist nicht bekannt. Für folgende Berechnungen wird ein Wert von  $0,26 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$  angenommen, was der Wärmeleitfähigkeit von PTFE bei  $25 \text{ °C}$  entspricht [140, S. 12–223]. Aufgrund der geringen Schichtdicke weisen die Beschichtungen trotz der niedrigen Wärmeleitfähigkeit einen hohen Wärmedurchgangskoeffizienten von  $153 \text{ MW m}^{-2} \text{ K}^{-1}$  auf.
- 2) Dünnschichten aus Siliciumdioxid ( $\text{SiO}_2$ ). Die  $\text{SiO}_2$ -Proben wurden durch Schleuderbeschichtung mit einem Sol-Gel-Precursor hergestellt. Zur Beschichtung der Kupfersubstrate wurden  $20 \mu\text{l}$  des Precursors auf die Oberfläche getropft und für 30 s bei einer Drehzahl von  $3000 \text{ min}^{-1}$  und einer Beschleunigung von  $300 \text{ min}^{-1} \text{ s}^{-1}$

geschleudert. Dies wurde zweimal wiederholt, sodass insgesamt drei Schichten übereinander entstanden. Die Beschichtungen wurden schließlich bei 150 °C für 1 h mit einer Heizrate von 10 Kmin<sup>-1</sup> kalziniert. Die SiO<sub>2</sub>-Beschichtungen weisen eine Schichtdicke von 150 nm, sowie eine Oberflächenrauheit von  $R_a = 6$  nm und  $R_{ms} = 8$  nm auf. Für die Wärmeleitfähigkeit wird ein Wert von 1,5 Wm<sup>-1</sup>K<sup>-1</sup> angenommen. Diese Wärmeleitfähigkeit wurde anhand der Literaturwerte von 1,4 Wm<sup>-1</sup>K<sup>-1</sup> und 1,6 Wm<sup>-1</sup>K<sup>-1</sup> für amorphes SiO<sub>2</sub> bei 0 °C bzw. 100 °C abgeschätzt [140, S. 12–223]. Damit ergibt sich für die SiO<sub>2</sub>-Beschichtung ein Wärmedurchgangskoeffizient von 10 MWm<sup>-2</sup>K<sup>-1</sup>.

In Tabelle 5.1 sind die wichtigsten Eigenschaften der Beschichtungen aufgeführt.

Tabelle 5.1: Vergleich der PFDTES- und SiO<sub>2</sub>-Beschichtungen hinsichtlich Schichtdicke  $\delta_B$ , Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_B$ , Wärmedurchgangskoeffizient  $k_B$ , Oberflächenrauheit  $R_a$  und  $R_{ms}$ .

	<b>PFDTES</b>	<b>SiO<sub>2</sub></b>
$\delta_B$ / nm	1,7	150
$\lambda_B$ / (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )	0,26	1,5
$k_B$ / (MW m <sup>-2</sup> K <sup>-1</sup> )	153	10
$R_a$ / nm	0,9	6
$R_{ms}$ / nm	1,6	8

Die Benetzungseigenschaften der Beschichtungen werden mittels Kontaktwinkelmessungen untersucht und werden in Abschnitt 6.1 beschrieben. Das Vorgehen bei den Kontaktwinkelmessungen wird im folgenden Abschnitt 5.2 erläutert.

## 5.2 Kontaktwinkelmessungen

Zur Charakterisierung des Benetzungsverhaltens der Kondensationsflächen wurden Kontaktwinkelmessungen an liegenden Tropfen durchgeführt. Für die Tropfendosierung und Bildaufnahme wurde ein Kontaktwinkelmessgerät (DSA100, Krüss) eingesetzt. Die Auswertung der aufgenommenen Bilder (Profilerkennung und Tropfenformanalyse) erfolgte mit der *Krüss Advance* Software (Version 1.10). Alle Wasserkontaktwinkel wurden mit deionisiertem Wasser bei Temperaturen zwischen 20 °C und 25 °C gemessen.

Die statischen Kontaktwinkel wurden innerhalb von 2 s nach der Platzierung eines Tropfens mit einem Volumen im Bereich von 1 µl bis 3 µl ermittelt. In diesem Zeitraum wurden vier Bilder des platzierten Tropfens aufgenommen. Dieses Vorgehen wurde für

jede Probe mindestens zweimal wiederholt, sodass für jede Probe mindestens drei Tropfen an verschiedenen Stellen der Oberfläche platziert und vermessen wurden. Für die Auswertung der Bilder wurde vorzugsweise die automatische Basislinienerkennung und die Kegelschnittmethode zur Tropfenkonturerkennung verwendet. In einigen Fällen wurde die Basislinie nicht korrekt erkannt und musste manuell korrigiert werden. Als Messergebnis werden die gemittelten Kontaktwinkel mit der dazugehörigen Standardabweichung angegeben. Bei den so gemessenen statischen Kontaktwinkeln handelt es sich um die „scheinbaren“ Kontaktwinkel, die in der englischen Literatur als „*apparent contact angle*“ oder „*as placed contact angle*“ bezeichnet werden. Diese können von dem Gleichgewichtskontaktwinkel entsprechend der *Young'schen* Gleichung abweichen und sind deshalb im Vergleich zu den dynamischen Kontaktwinkeln eine weniger zuverlässige Größe zur Charakterisierung des Benetzungsverhaltens. Die Messbarkeit des Gleichgewichtskontaktwinkels ist seit einiger Zeit Gegenstand einer wissenschaftlichen Debatte [148]–[150], die im Rahmen der vorliegenden Arbeit jedoch nicht näher aufgegriffen wird.

Die dynamischen Kontaktwinkel (Fortschreitwinkel und Rückzugswinkel) wurden durch Vergrößern und Verkleinern des Volumens eines auf der Oberfläche platzierten Tropfens gemessen. Der Volumenstrom wurde in beiden Fällen auf  $2,7 \mu\text{s}^{-1}$  eingestellt. Die Dosierspritze blieb während der Dosierung in der Mitte des Tropfens. Dadurch wird die automatische Tropfenkonturerkennung erschwert, sodass die Erkennung der Basislinie und der Tropfenkontur bei den meisten Messungen manuell durchgeführt wurde. Für die Messung wurden die Bilder verwendet, bei denen sich die Dreiphasenlinie des Tropfens gerade über die Oberfläche bewegt hat. Hierbei wurden für den Fortschreit- und den Rückzugswinkel jeweils drei Bilder pro Tropfen ausgewertet. Bei sehr kleinen Rückzugskontaktwinkeln kam es in einigen Fällen zu keiner Bewegung der Dreiphasenkontaktlinie beim Verkleinern des Tropfenvolumens. In diesen Fällen wird ein Rückzugskontaktwinkel von  $< 30^\circ$  angegeben. Analog zu der Messung der statischen Kontaktwinkel wurden die dynamischen Kontaktwinkel ebenfalls bei mindestens drei Tropfen an verschiedenen Stellen der Oberfläche gemessen.

## **5.3 Kondensationsexperimente**

### *5.3.1 Versuchsanordnung und -durchführung*

Um den Wärmeübergang bei der Kondensation auf verschiedenen Oberflächen zu bewerten, wurden Experimente an einer Versuchsanlage durchgeführt. Die Versuchsanlage ermöglicht, eine gekühlte Probe bei definierten Bedingungen mit Wasserdampf zu überströmen, sodass auf es auf der Probenoberfläche zur Kondensation kommt. Dabei werden die Wärmestromdichte durch die Probe und die Wandunterkühlung der Probenoberfläche gemessen. Zusätzlich wird die Kondensation auf der Probenoberfläche

über ein Mikroskop beobachtet. Eine an das Mikroskop angeschlossene Hochgeschwindigkeitskamera ermöglicht Videoaufnahmen mit einer hohen zeitlichen Auflösung. Abbildung 5.2 zeigt schematisch den Aufbau der Versuchsanlage mit den vorhandenen Messstellen.

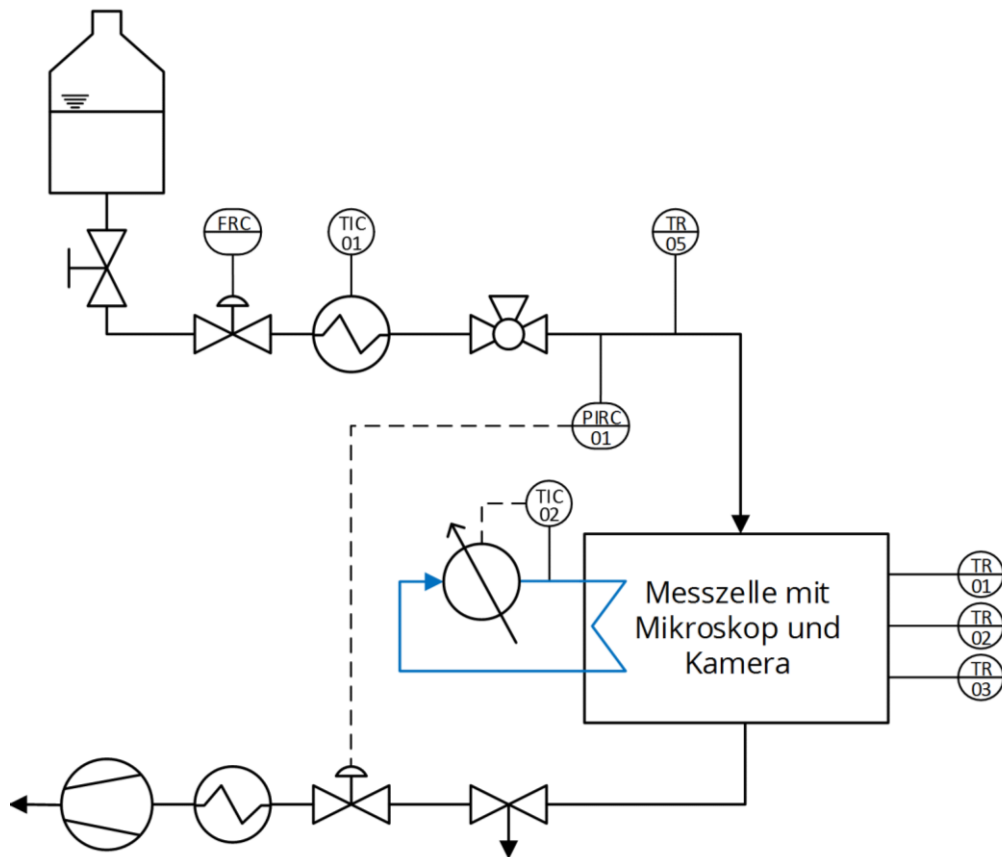


Abbildung 5.2: Schema der Versuchsanlage mit Bezeichnung und Position der Messstellen.

Tabelle 5.2 gibt einen Überblick über die Messstellen der Versuchsanlage. Die Messwerte für den Massestrom, den Dampfdruck, die Dampftemperatur und die Wärmestrommessung werden von einem Messgerät (ALMEMO 2890-9, *Ahlborn*) mit einer Abtastrate von  $1 \text{ s}^{-1}$  aufgezeichnet und auf einem angeschlossenen PC gespeichert.

Tabelle 5.2: Messstellenliste

Messstelle	Sensor	Messgröße	Einheit	Funktion
FRC	Massestromregler, Flomega 5882, <i>Brooks Instrument</i>	Massestrom	g h <sup>-1</sup>	Messung und Regelung Massestrom
PIRC 01	Kapazitiver Drucksensor, CTR 100, <i>Leybold</i>	Druck Dampf	mbar	Messung und Regelung Dampfdruck über Ventil
TIC 01	Pt100 Messwiderstand	Temperatur Dampferzeuger	°C	Regelung Dampferzeuger
TIC 02	interner Sensor Umwälzthermostat, F12-MA, <i>Julabo</i>	Temperatur Kühlwasser	°C	Regelung Kühlwassertemperatur
TR 01	NTC Thermistor, GA10K3MCD1, <i>TE Connectivity</i>	Temperatur Probenhalter	°C	Wärmestrommessung
TR 02	NTC Thermistor, GA10K3MCD1, <i>TE Connectivity</i>	Temperatur Probenhalter	°C	Wärmestrommessung
TR 03	NTC Thermistor, GA10K3MCD1, <i>TE Connectivity</i>	Temperatur Probenhalter	°C	Wärmestrommessung
TR 05	Pt100 Messwiderstand	Temperatur Dampf	°C	Messung Dampftemperatur

Bei den Kondensationsversuchen wird deionisiertes Wasser über einen Massestromregler in einen elektrischen Dampferzeuger eingespeist. Der Massestrom wird dabei während der Messungen konstant bei einem Wert von  $(197 \pm 2) \text{ g h}^{-1}$  (Mittelwert und Standardabweichung) gehalten. Der Druck nach dem Dampferzeuger wird mit einem Regelventil, das mit einer Vakuumpumpe verbunden ist, konstant bei  $(12,7 \pm 0,7) \text{ kPa}$  (Mittelwert und Standardabweichung) gehalten. Um den Eintrag von Wasserdampf in die Vakuumpumpe zu minimieren, wird eine Kühlfalle mit flüssigem Stickstoff eingesetzt. Druck und Temperatur des Dampfes werden mit einem Drucksensor und einem Pt100 Widerstandsthermometer gemessen, bevor der Dampf in die Messzelle eintritt. In der Messzelle kondensiert ein Teil des Dampfmassestroms ( $< 10 \%$ ) auf der Probenoberfläche. Die Probe ist auf der Vorderseite eines Probenhalters aus Bronze (CuSn12-C, Werkstoff-Nr.: CC 483 K, Werkstoffzeugnis in Anhang A.2) befestigt. Zwischen Probenhalter und Probe befindet sich eine Wärmeleitfolie (QGF-G03, *QuickCool*), um den Kontaktwiderstand bei der Wärmeleitung zu minimieren. Der Probenhalter wird auf der Rückseite durch

einen Wasserstrahl gekühlt. Ein Kälte-Umwälzthermostat (F12-MA, *Julabo*) sorgt für konstante Temperaturen des Kühlwassers. Durch Veränderung der Kühlwassertemperatur im Bereich von 3 °C bis 51 °C werden unterschiedliche Wandunterkühlungen an der Probenoberfläche eingestellt. Somit werden bei den Kondensationsversuchen verschiedene Messpunkte angefahren. Abbildung 5.3 zeigt die Anordnung des Probenhalters und der Probe in der Messzelle.

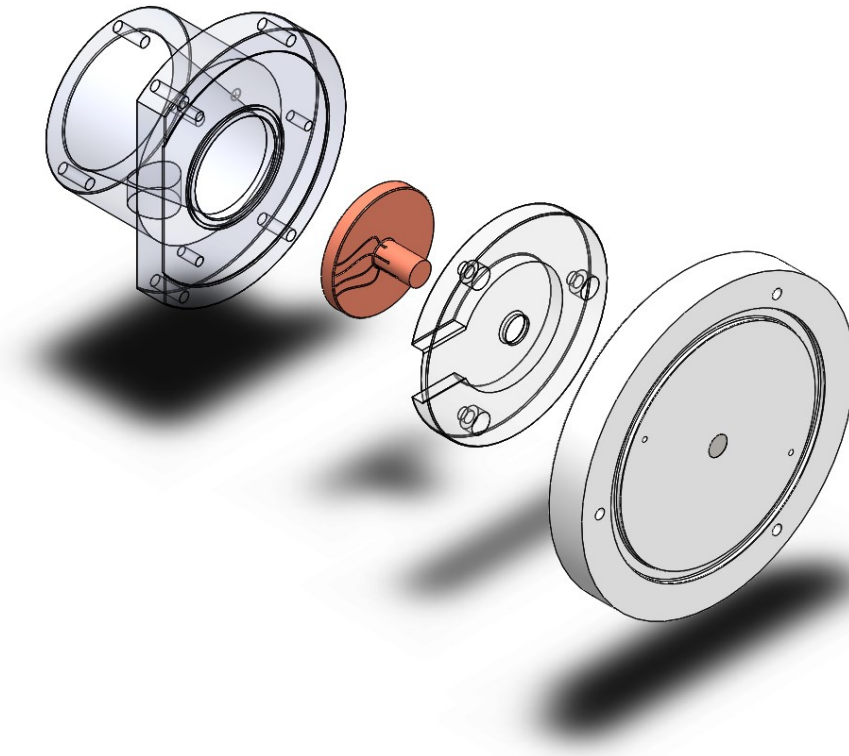


Abbildung 5.3: Messzelle bestehend aus Anschluss für Wasserkühlung, Probenhalter, Klemmrahmen, Deckel und Probe (von links nach rechts). Die Wärmestrommessung erfolgt durch Temperatursensoren in dem Probenhalter, das zu kondensierende Fluid strömt senkrecht von oben nach unten über den Deckel und die eingebaute Probe.

Im eingebauten Zustand befindet sich über der Probe der Strömungskanal mit dem zu kondensierenden Dampf. Der Querschnitt des Strömungskanals beträgt über der Probe 2,4 cm<sup>2</sup>. Der Dampf strömt senkrecht von oben nach unten über den Deckel der Messzelle und die darin eingebaute Probe. Abbildung 5.4 zeigt den Strömungskanal in der montierten Messzelle.

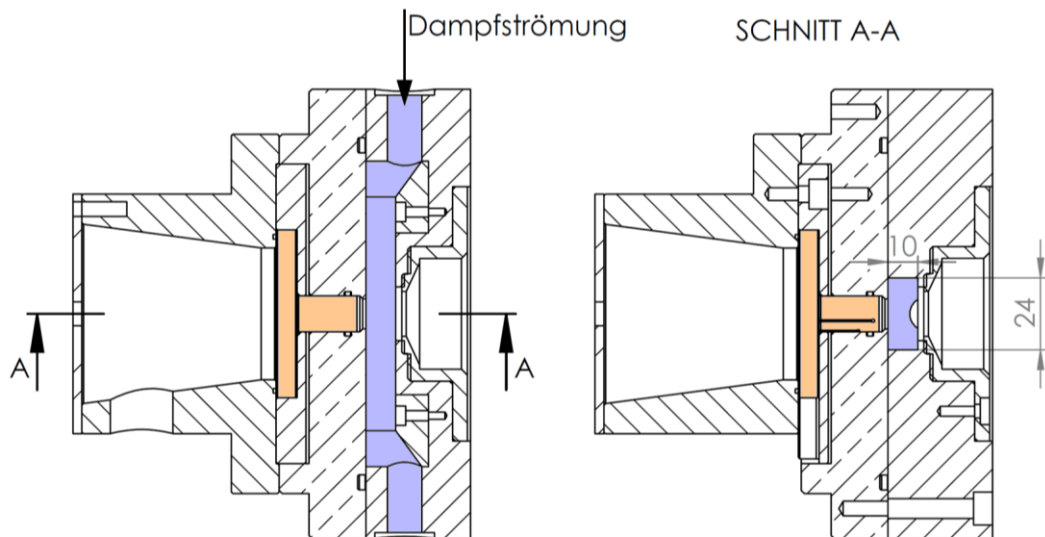


Abbildung 5.4: Darstellung der montierten Messzelle mit Strömungskanal für die Dampfströmung, Maße in mm. Der Strömungskanal (blau) und der Probenhalter (orange) sind farblich markiert.

Zur Messung der Wärmestromdichte und der Wandunterkühlung werden an drei definierten Stellen in dem Probenhalter die Temperaturen gemessen. Diese Messmethode basiert auf der Lösung eines inversen Wärmeleitungsproblems (vgl. [151], [152]) und ist für die Bewertung des Wärmeübergangs bei der Kondensation besser geeignet als kommerziell erhältliche Wärmestromsensoren [98, S. 361 ff.]. Die Details der Messung und Datenauswertung sind in Abschnitt 5.3.3 näher erläutert. Abbildung 5.5 zeigt den Aufbau des Probenhalters im Detail. Von den vier Bohrungen für Temperatursensoren in dem Probenhalter werden drei für die Messung genutzt. Bei der Temperaturmessung an der Bohrung, die sich am nächsten an der Probe befindet, wurde im Rahmen einer Validierung bei Raumtemperatur eine Abweichung von mehr als 1 K von den anderen Temperatursensoren festgestellt. Dieser vierte Sensor wurde deshalb von der Auswertung ausgeschlossen. Als Grund für die Abweichung wird eine Beschädigung der sehr dünnen Anschlussleitung des betreffenden Sensors vermutet, die beim Einbau der Probe durch den Dichtring (vgl. Abbildung 5.4) verursacht wurde. Der Ausschluss des vierten Temperatursensors wurde bei der Messsystemcharakterisierung berücksichtigt und hat vernachlässigbare Auswirkungen auf die Unsicherheit des Messergebnisses.

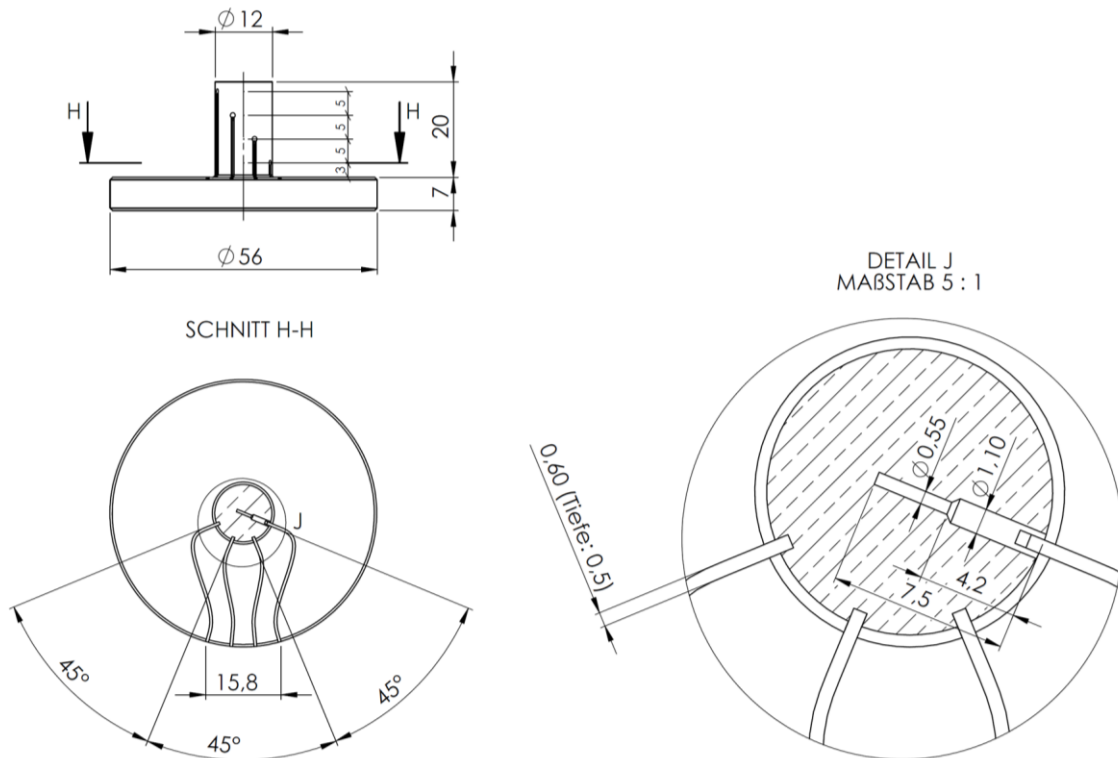


Abbildung 5.5: Aufbau des Probenhalters mit Abmessungen in mm und Positionen der Temperaturmessstellen. Der schmalere Teil des Probenhalters ist der Messabschnitt. Für die Wärmestrommessung werden die drei unteren Positionen im Messabschnitt genutzt (bezogen auf die obere Darstellung).

### 5.3.2 Hochgeschwindigkeitsmikroskopie und Bildanalyse

Während der Experimente wird der Kondensationsvorgang durch ein Mikroskop (Axio Scope, Zeiss) beobachtet. Mit einer daran angeschlossenen Hochgeschwindigkeitskamera (AX 50, Photron) werden Bilder von der Kondensation aufgenommen. Die Bildrate wird je nach Messpunkt auf  $500 \text{ s}^{-1}$ ,  $4000 \text{ s}^{-1}$  oder  $37500 \text{ s}^{-1}$  eingestellt, um die Beobachtung der Kondensattropfen bei hoher Dynamik zu ermöglichen. Der optische Aufbau wurde mit einem Objektivmikrometer kalibriert (vgl. Abbildung 5.6). Die Pixelgröße der aufgenommenen Bilder beträgt  $0,69 \text{ }\mu\text{m}$  bei Verwendung eines 50x-Objektivs (SLMPLN50X, Olympus). Mögliche Verzerrungen an den Rändern des Bildes sind für das Erkennen und Zählen der Tropfen nicht relevant. Das Mikroskop und die Hochgeschwindigkeitskamera sind so an der Versuchsanlage montiert, dass die Bildebene und die Sensorebene parallel zueinander liegen und eine Verkipfung vermieden wird.



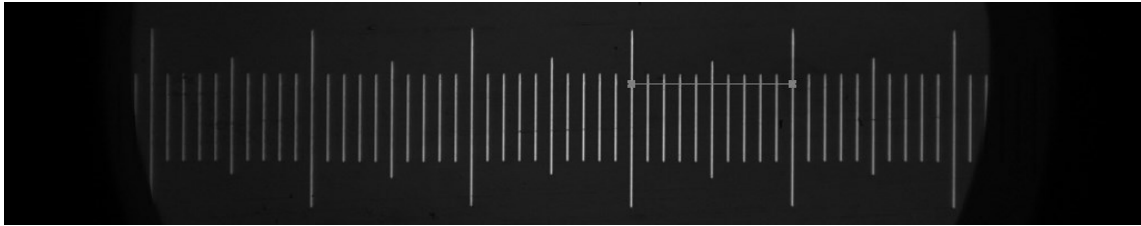


Abbildung 5.6: Kalibriermessung des Messaufbaus mit einem Objektmikrometer bei Verwendung des 50x-Mikroskopobjektivs und der Hochgeschwindigkeitskamera. Der markierte Bereich entspricht 100  $\mu\text{m}$ .

Alle Aufnahmen des Kondensationsverhaltens wurden im stationären Zustand der Anlage während der Messung des Wärmeübergangs durchgeführt. Die Aufnahmen dienen einerseits der qualitativen Einschätzung des Kondensationsverhaltens. Aus der Beobachtung ist in den meisten Fällen unmittelbar ersichtlich, ob es sich um Tropfen- oder um Filmkondensation handelt. Zusätzlich kann anhand der Aufnahmen eine quantitative Einschätzung der Keimstellendichte vorgenommen werden. Hierfür wurde gezielt die Tropfenbildung unmittelbar nach dem Abfließen eines größeren Tropfens beobachtet. In dieser kurzen Phase der Initialkondensation ist auf den frei gewordenen Flächen eine Tropfengrößenverteilung zu beobachten, die sich deutlich von der in Abschnitt 4.2.3 diskutierten mittleren Tropfengrößenverteilung unterscheidet. Unmittelbar nach dem Abfließen des größeren Tropfens sind zunächst keine Tropfen auf der freien Oberfläche zu erkennen. Anschließend entstehen auf der Oberfläche neue, sehr kleine Tropfen, die mit einer ähnlichen Geschwindigkeit anwachsen, sodass sich eine sehr homogene Verteilung der Tropfengrößen ergibt. Erst nach einiger Zeit (je nach Wandunterkühlung ungefähr 0,1 s bis 1 s) bildet sich durch Keimbildung, Wachstum und Koaleszenz wieder eine Verteilung aus, in der gleichzeitig größere und kleinere Tropfen zu sehen sind. Die Aufnahmen der Initialkondensation wurden für die Abschätzung der Keimstellendichte genutzt. Hierfür wurden in einem definierten Bildbereich alle Tropfen gezählt, die bereits deutlich als Tropfen erkennbar und von anderen Tropfen abzugrenzen waren und gleichzeitig nicht erkennbar durch Koaleszenz derartiger Tropfen entstanden sind. Hintergrund dieses Ansatzes ist die Tatsache, dass jeder sichtbare Tropfen ursprünglich auf mindestens eine Keimstelle zurückzuführen ist. Je seltener ein Tropfen mit anderen Tropfen zusammengeflossen ist, bevor er eine sichtbare Größe erlangt, desto genauer stimmt die Anzahl der gezählten Tropfen mit der tatsächlichen Keimstellendichte überein. In jedem Fall ist die Keimstellendichte mindestens genauso groß wie die Anzahl der sichtbaren Tropfen zu einem beliebigen Zeitpunkt in einem definierten Bildbereich. Der rechteckige Bildbereich für die Auswertung wurde so gewählt, dass mindestens 100 Tropfen gezählt wurden. Aus der gezählten Anzahl der Tropfen und der Größe des gewählten Bildbereichs wurde schließlich die Tropfendichte  $N_d$  berechnet. Das

Vorgehen bei der Bestimmung der Tropfendichte ist in Abbildung 5.7 veranschaulicht. Durch dieses Vorgehen konnten kleine Tropfen ab einem Radius von ungefähr  $1,4 \mu\text{m}$  identifiziert werden. Dies entspricht nach Gleichung (4-20) einer maximalen Keimstellendichte von  $1,3 \cdot 10^{11} \text{ m}^{-2}$ , die mit Hilfe der Hochgeschwindigkeitsmikroskopie gemessen werden kann.

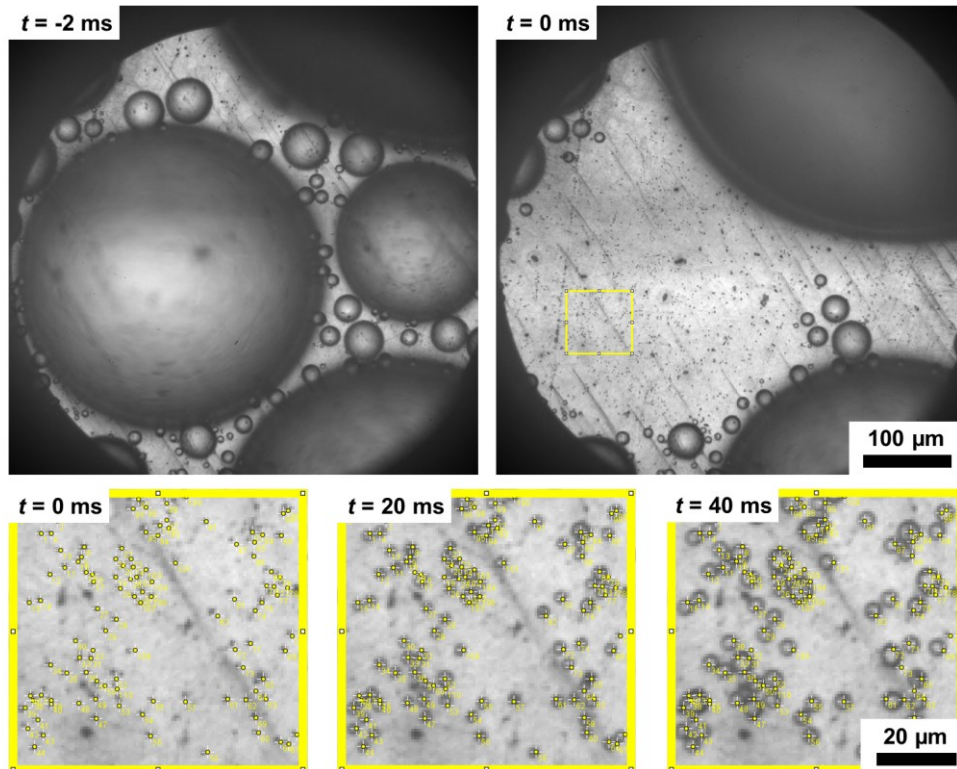


Abbildung 5.7: Vorgehensweise bei der Ermittlung der Tropfendichte während der Initialkondensation. Das Abfließen eines größeren Tropfens ist im linken Bereich der beiden oberen Bilder zu sehen. Das gelbe Rechteck im oberen rechten Bild markiert den gewählten Bildbereich für die Auswertung. Der Bereich ist in den drei unteren Bildern vergrößert dargestellt. Die Markierungen innerhalb des Bereichs zeigen die erkannten Tropfen zu verschiedenen Zeitpunkten. In diesem Beispiel wurden 112 Tropfen gezählt.

### 5.3.3 Berechnung der Wärmestromdichte und der Wandunterkühlung

Ziel der Versuche ist das Messen von Wertepaaren aus Wandunterkühlung und Wärmestromdichte bei definierten Randbedingungen. Die Messung erfolgt stets in einem stationären Zustand der Anlage über mindestens 10 Minuten hinweg. Aus den in dieser Zeit erfassten Messdaten (vgl. Tabelle 5.2) wird anschließend der arithmetische Mittelwert und die Standardabweichung des Mittelwertes berechnet. Mit diesen Mittelwerten erfolgt die Berechnung der Wärmestromdichte und der Wandunterkühlung. Dabei wird von

einer stationären eindimensionalen Wärmeleitung in Richtung der Achse des Probenhalters ausgegangen, sodass sich der *Fourier'sche* Erfahrungssatz der Wärmeleitung wie folgt darstellen lässt.

$$\dot{q} = -\lambda \frac{d\vartheta}{dx} \quad (5-1)$$

Die Wärmeleitfähigkeit des Probenhalters wird dabei temperaturabhängig nach Gleichung (5-2) berechnet.

$$\lambda(\vartheta) = m_\lambda \vartheta + \lambda_0 \quad (5-2)$$

$$\text{Mit: } m_\lambda = 0,0875 \frac{\text{W}}{\text{mK}^\circ\text{C}}$$

$$\lambda_0 = 53,25 \frac{\text{W}}{\text{mK}}$$

Die beiden Koeffizienten  $m_\lambda$  und  $\lambda_0$  ergeben sich durch lineare Interpolation aus den Werkstoffkennwerten der verwendeten Kupferbronze über den relevanten Temperaturbereich (ca. von 0 °C bis 50 °C, vgl. Tabelle 5.3). Bei der Herstellung des Probenhalters wurde der Werkstoff CuSn12-C (Werkstoff-Nr.: CC 483 K) gemäß DIN EN 1982 verwendet. Ein entsprechendes Werkszeugnis für das verwendete Halbzeug findet sich in Anhang A.2.

Tabelle 5.3: Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  von CuSn12-C in Abhängigkeit von der Temperatur  $\vartheta$  [153].

$\vartheta / ^\circ\text{C}$	$\lambda / (\text{W}^{-1} \text{m}^{-1} \text{K}^{-1})$
20	55
100	62
200	70

Durch Einsetzen von Gleichung (5-2) in die *Fourier'sche* Differentialgleichung (5-1) ergibt sich nach der Integration die folgende Gleichung für den Temperaturverlauf im Probenhalter.

$$x(\vartheta) = -\frac{m_\lambda}{2\dot{q}} \vartheta^2 - \frac{\lambda_0}{\dot{q}} \vartheta - \frac{c_0}{\dot{q}} \quad (5-3)$$

Es handelt sich um ein Polynom 2. Grades mit drei, zunächst unbekanntem Koeffizienten:

$$x(\vartheta) = a_2 \vartheta^2 + a_1 \vartheta + a_0 \quad (5-4)$$

Die Koeffizienten des Polynoms lassen sich über die Methode der kleinsten Fehlerquadrate aus den Messwerten der drei Temperatursensoren des Probenhalters berechnen. Damit gilt:

$$a_2 = -\frac{m_\lambda}{2\dot{q}} = \frac{(\overline{x\vartheta^2} - \bar{x} \cdot \overline{\vartheta^2})(\overline{\vartheta^2} - (\overline{\vartheta})^2) - (\overline{x\vartheta} - \bar{x} \cdot \overline{\vartheta})(\overline{\vartheta^3} - \overline{\vartheta} \cdot \overline{\vartheta^2})}{(\overline{\vartheta^4} - (\overline{\vartheta^2})^2)(\overline{\vartheta^2} - (\overline{\vartheta})^2) - (\overline{\vartheta^3} - \overline{\vartheta} \cdot \overline{\vartheta^2})^2} \quad (5-5)$$

$$a_1 = -\frac{\lambda_0}{\dot{q}} = \frac{\overline{x\vartheta} - \bar{x} \cdot \overline{\vartheta} - \frac{m_\lambda}{2\dot{q}}(\overline{\vartheta^3} - \overline{\vartheta} \cdot \overline{\vartheta^2})}{(\overline{\vartheta^2} - (\overline{\vartheta})^2)} \quad (5-6)$$

$$a_0 = -\frac{c_0}{\dot{q}} = \bar{x} - \frac{m_\lambda}{2\dot{q}} \cdot \overline{\vartheta^2} - \frac{\lambda_0}{\dot{q}} \cdot \overline{\vartheta} \quad (5-7)$$

Die Nomenklatur ist dabei wie folgt zu verstehen:

$$\begin{aligned} \bar{x} &= \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 x_i \\ \overline{\vartheta^2} &= \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 \vartheta_i^2 \\ \overline{x\vartheta} &= \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 (x_i \cdot \vartheta_i) \end{aligned}$$

Da die Größen  $m_\lambda$  und  $\lambda_0$  als Stoffwerte des Probenhalters bekannt sind, lässt sich die Wärmestromdichte direkt aus Gleichung (5-6) berechnen:

$$\dot{q} = -\frac{\lambda_0(\overline{\vartheta^2} - (\overline{\vartheta})^2) + \frac{m_\lambda}{2}(\overline{\vartheta^3} - \overline{\vartheta} \cdot \overline{\vartheta^2})}{\overline{x\vartheta} - \bar{x} \cdot \overline{\vartheta}} \quad (5-8)$$

Mit der berechneten Wärmestromdichte kann über Gleichung (5-7) der Koeffizient  $a_0$  berechnet werden. Die anderen beiden Koeffizienten ergeben sich aus den Gleichungen

(5-3) und (5-4) wie folgt. Der Temperaturverlauf im Probenhalter lässt sich über die Umkehrfunktion von Gleichung (5-4) beschreiben.

$$\vartheta(x) = -\frac{a_1}{2a_2} + \sqrt{\left(\frac{a_1}{2a_2}\right)^2 - \frac{a_0 - x}{a_2}} \quad (5-9)$$

Damit kann die Temperatur auf der Oberfläche des Probenhalters  $\vartheta_{\text{PH,OF}}$  (Kontaktstelle zur Probe) berechnet werden. Die Temperatur auf der Oberfläche der Probe  $\vartheta_{\text{P,OF}}$  wird über die Gleichung (5-10) in Abhängigkeit des Wärmewiderstandes zwischen Probenhalter und Probe  $R_{\text{PH-P}}$  und des Wärmeleitwiderstandes der Probe selbst  $R_{\lambda,\text{P}}$  berechnet. Die Ermittlung des Wärmewiderstandes zwischen Probenhalter und Probe  $R_{\text{PH-P}}$  ist in Anhang A.4 näher erläutert.

$$\vartheta_{\text{P,OF}} = \vartheta_{\text{PH,OF}} - (R_{\text{PH-P}} + R_{\lambda,\text{P}})\dot{Q} \quad (5-10)$$

Die Wandunterkühlung an der Probenoberfläche (unter der gegebenenfalls vorhandenen Beschichtung) wird schließlich als Differenz zu der gemessenen Dampftemperatur berechnet.

$$\Delta\vartheta_{\text{sub}} = \vartheta_{\text{g}} - \vartheta_{\text{P,OF}} \quad (5-11)$$

Die Berechnung der Messergebnisse aus den Rohdaten der einzelnen stationären Messpunkte erfolgt nach den oben angegebenen Gleichungen mittels eines *Python*-Skripts. Dabei werden, wie im folgenden Abschnitt dargestellt, auch die dazugehörigen Messunsicherheiten berechnet. Die vollständigen Messergebnisse sind in Anhang A.5 aufgelistet.

#### 5.3.4 Messsystemcharakterisierung

Zur Berechnung des vollständigen Messergebnisses für die Wärmestromdichte und die Wandunterkühlung werden zunächst die Messunsicherheiten aller benötigten Messwerte abgeschätzt. Dabei werden die vorliegenden statistischen (Typ A) und nicht-statistischen (Typ B) Informationen entsprechend dem *Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement* [154] berücksichtigt und zu einer Standardmessunsicherheit  $u$  zusammengefasst.

$$u = \sqrt{u_A^2 + u_B^2} \quad (5-12)$$

Die Messunsicherheit Typ A entspricht der Standardabweichung des Mittelwertes aus den Messwerten während einer Messung im stationären Betriebszustand.

$$u_A = \frac{s}{\sqrt{n}} \quad (5-13)$$

Die Messunsicherheiten vom Typ B werden anhand nicht-statistischer Informationen abgeschätzt. Tabelle 5.4 gibt einen Überblick über die abgeschätzten Messunsicherheiten vom Typ B für die einzelnen Messgrößen.

Tabelle 5.4: Überblick über die nicht-statistischen Beiträge (Typ B) zur Messunsicherheit.

Messgröße	Bezeichnung	Messstelle	Quellen	Messunsicherheit Typ B
$\vartheta_1$	Temperatur Probenhalter	TR 01	Kalibrierschein, siehe Anhang A.3	0,05 K
$\vartheta_2$	Temperatur Probenhalter	TR 02	Kalibrierschein, siehe Anhang A.3	0,05 K
$\vartheta_3$	Temperatur Probenhalter	TR 03	Kalibrierschein, siehe Anhang A.3	0,05 K
$\vartheta_g$	Temperatur Gas/Dampf	TR 05	eigene Kalibrierung	0,1 K

Die Abschätzung der Messunsicherheit für die Messgrößen Wärmestromdichte und Wandunterkühlung wird anhand einer Messunsicherheitsfortpflanzung über die in Abschnitt 5.3.3 genannten Gleichungen vorgenommen. Zu diesem Zweck werden die in Tabelle 5.5 aufgeführten Werte für die geometrischen Abmessungen und Stoffeigenschaften der Messeinrichtung verwendet. Die Berechnungen für die Messunsicherheitsfortpflanzung nach dem *Gauß'schen* Fehlerfortpflanzungsgesetz erfolgen mit Hilfe des Softwarepakets *uncertainties* [155].

Tabelle 5.5: Geometrie und Stoffeigenschaften des Probenhalters und des Probenmaterials mit abgeschätzten Standardunsicherheiten.

Größe	Bezeichnung	Wert	Quellen
$\lambda_0$	Wärmeleitfähigkeit Bronze CuSn12-C bei 0 °C	(53,25 ± 2,66) W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>	Werkstoffdatenblatt CuSn12-C [153], Wert extrapoliert, Unsicherheit abgeschätzt auf 5 %
$m_\lambda$	Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit Bronze CuSn12-C	(0,0875 ± 0,0044) W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> °C <sup>-1</sup>	Werkstoffdatenblatt CuSn12-C [153], Unsicherheit abgeschätzt auf 5 %
$x_1$	Position Temperatursensor 1	(3,0 ± 0,1) mm	
$x_2$	Position Temperatursensor 2	(8,0 ± 0,1) mm	Konstruktionszeichnung, Unsicherheit abgeschätzt, Maße beziehen sich auf den Messabschnitt des Probenhalters (vgl. Abbildung 5.5)
$x_3$	Position Temperatursensor 3	(13,0 ± 0,1) mm	
$l_{PH}$	Länge Probenhalter	(20,0 ± 0,1) mm	
$d_{PH}$	Durchmesser Probenhalter	(12,0 ± 0,1) mm	
$\lambda_{Cu}$	Wärmeleitfähigkeit Kupfer CW004A	(394,0 ± 19,7) W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>	Werkstoffdatenblatt Cu-ETP [147], Wert für 20 °C, Unsicherheit abgeschätzt auf 5 %
$R_{PH-P}$	Wärmewiderstand zwischen Probenhalter und Probe	(0,374 ± 0,019) K W <sup>-1</sup>	Eigene Messung (vgl. Anhang A.4), Unsicherheit abgeschätzt auf 5 %

Der Wärmewiderstand zwischen Probenhalter und Probe  $R_{PH-P}$  setzt sich zusammen aus dem Wärmeleitwiderstand der verwendeten Wärmeleitfolie sowie den Kontaktwiderständen zwischen der Wärmeleitfolie, dem Probenhalter und der Probe. Dieser Wärmewiderstand wurde im Rahmen einer Kalibrierung des Messsystems mit Hilfe einer zusätzlichen Messung der Oberflächentemperatur ermittelt. Die Oberflächentemperatur wurde dabei mit einer Infrarotkamera (T200, FLIR Systems) gemessen. Hierfür wurde die Oberfläche einer Kupferprobe mit einer schwarzen Farbe (Pyromark 2500) lackiert. Die Farbschicht weist eine Wärmeleitfähigkeit von 0,5 W m<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup> [156], eine Schichtdicke von (15 ± 1) µm und, im relevanten Temperaturbereich, einen Emissionskoeffizienten von 0,81 auf. Für die Messung wurde an der Versuchsanlage eine Kühlwassertemperatur von 60 °C eingestellt, sodass der Probenhalter (im Gegensatz zu dem Betrieb bei Kondensationsexperimenten) durch das Kühlwasser beheizt wurde. Die lackierte Oberfläche der Probe wurde anschließend mittels Druckluft auf eine Temperatur zwischen 42 °C und 46 °C

gekühlt. Anhand der Temperaturmessung im Probenhalter wurden die Wärmestromdichte nach Gleichung (5-8) und die Oberflächentemperatur der Probe nach Gleichung (5-10) ermittelt. Mit der zusätzlichen Infrarot-Temperaturmessung der Oberflächentemperatur auf der Probe wurde für den Wärmewiderstand zwischen Probenhalter und Probe ein Wert von  $(0,374 \pm 0,019) \text{ KW}^{-1}$  bestimmt. Die Details der Messung sind in Anhang A.4 erläutert.

Die Voraussetzung für die Berechnung der Wärmestromdichte und der Wandunterkühlung mit den Gleichungen aus Abschnitt 5.3.3 ist eine eindimensionale Wärmeleitung im Probenhalter. Dies wird durch die wärmeisolierende Wirkung der Messzelle um den Probenhalter herum sichergestellt. Der Deckel der Messzelle ist ebenso wie der Klemmrahmen, der Anschluss für die Wasserkühlung und der Aufsatz mit dem Strömungskanal aus Polycarbonat gefertigt. Für die Wärmeleitfähigkeit wird ein Wert von  $0,21 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$  angenommen. Um zu prüfen, ob unter diesen Bedingungen tatsächlich in guter Näherung ein eindimensionales Temperaturfeld im Probenhalter vorliegt, wurde mit Hilfe einer FEM-Berechnung eine *Worst-Case*-Betrachtung durchgeführt [142]. Abbildung 5.8 zeigt das berechnete Temperaturfeld im Probenhalter und die Temperaturverläufe in radialer Richtung in drei Ebenen zwischen den Temperatursensoren.

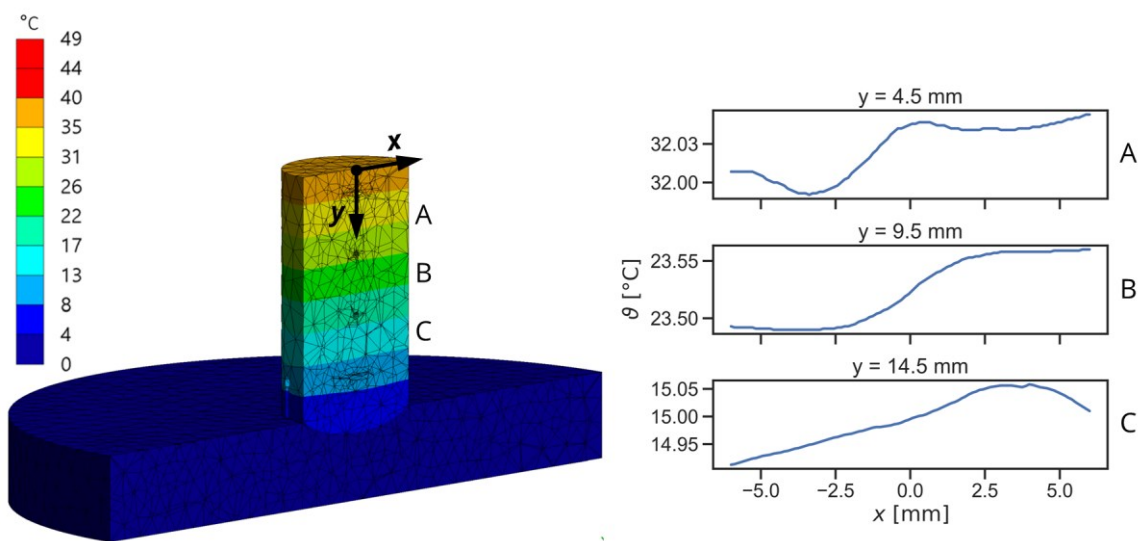


Abbildung 5.8: FEM-Modellierung der Wärmeleitung im Probenhalter (Abbildung angepasst aus [142]). Darstellung des Temperaturfeldes im Probenhalter (links) und Temperaturverläufe in radialer Richtung  $x$  für drei Ebenen im Probenhalter mit unterschiedlichem Abstand  $y$  von der oberen Stirnseite des Probenhalters (Kontaktfläche zur Probe).



Die Temperaturgradienten in radialer Richtung sind im Verhältnis zu den axialen Temperaturgradienten sehr klein. Es ist zu erkennen, dass es sich in dem Bereich der Temperaturmessung in guter Näherung um ein eindimensionales Temperaturfeld handelt, welches nur minimal durch die Bohrungen für die Temperatursensoren gestört wird.

Ein weiterer Aspekt im Zusammenhang mit der Bewertung des gemessenen Wärmeübergangs in der Versuchsanlage ist die Anwesenheit nichtkondensierbarer Inertgase in dem zu kondensierenden Dampf. Es ist bekannt, dass der Wärmeübergang bei Tropfenkondensation durch die Anwesenheit von Inertgasen deutlich vermindert werden kann [31], [157], [158]. Für die Interpretation der Messergebnisse ist daher eine Abschätzung dieses Einflusses notwendig. Um den Einfluss der Inertgase zu minimieren, wird die Versuchsanlage vor Beginn jedes Experiments auf  $< 3$  kPa evakuiert. Während der Experimente werden Inertgase, die in gelöster Form mit dem Speisewasser in die Versuchsanlage gelangen können, ständig von der Vakuumpumpe entfernt. Gleichzeitig wird nur ein kleiner Teil des zugeführten Dampfmassestroms ( $< 10$  %) auf der Probe kondensiert. In dem Strömungskanal über der Probe wird eine mittlere Dampfgeschwindigkeit von  $2,7 \text{ m s}^{-1}$  ( $Re = 306$ ) eingehalten, um eine mögliche Anlagerung der Inertgase in der Nähe der Probenoberfläche zu minimieren (vgl. [159], [160], [120], [121]). Unter diesen Voraussetzungen ist davon auszugehen, dass der Einfluss möglicher Inertgase auf den Wärmeübergang vernachlässigt werden kann.

## 6 Ergebnisse und Diskussion

### 6.1 Benetzungseigenschaften

Die nötige Voraussetzung für die Umsetzung der Tropfenkondensation ist eine Veränderung der Benetzungseigenschaften der polierten Kupferproben. Dieses Ziel soll durch die Beschichtungen mit PFDTES und SiO<sub>2</sub> erreicht werden. Zur Charakterisierung der Benetzungseigenschaften wurden Kontaktwinkelmessungen mit deionisiertem Wasser durchgeführt. In Tabelle 6.1 sind die Ergebnisse der Messungen zusammengefasst.

Tabelle 6.1: Ergebnisse der Kontaktwinkelmessungen mit Wasser, statischer Kontaktwinkel  $\theta$ , Fortschrittwinkel  $\theta_a$  und Rückzugswinkel  $\theta_r$ . Im Fall von Kupfer fand beim Verkleinern des Tropfens bis zu einem Kontaktwinkel von 30° keine Bewegung an der Dreiphasenlinie statt.

Oberfläche	$\theta$ / deg	$\theta_a$ / deg	$\theta_r$ / deg	$\Delta\theta$ / deg
Kupfer	93 ±1	98 ±3	< 30	> 68
PFDTES	103 ±1	107 ±3	52 ±6	55 ±7
SiO <sub>2</sub>	110 ±1	115 ±2	97 ±2	19 ±3

Die Kontaktwinkelmessungen zeigen, dass sowohl die PFDTES- als auch die SiO<sub>2</sub>-Beschichtungen hydrophobe Benetzungseigenschaften aufweisen. Die statischen Kontaktwinkel sind bei beiden Beschichtungen deutlich höher als auf bei der unbeschichteten polierten Kupferprobe. Die SiO<sub>2</sub> Beschichtung weist mit 110° noch etwas höhere Wasserkontaktwinkel auf als die PFDTES-Beschichtung mit 103°. Ein deutlicher Unterschied zwischen den beiden hydrophoben Beschichtungen besteht bezüglich der Kontaktwinkelhysterese. Aufgrund des geringeren Rückzugswinkels bei der PFDTES-Beschichtung ist deren Kontaktwinkelhysterese mit 55° deutlich höher als die der SiO<sub>2</sub>-Beschichtung mit 19°.

Ausschlaggebend für das Auftreten von Film- oder Tropfenkondensation ist neben dem statischen Kontaktwinkel auch die Kontaktwinkelhysterese. Die Annahme, dass Tropfenkondensation nur bei statischen Kontaktwinkeln > 90° auftritt, also im Falle von Wasser bei hydrophobem Benetzungsverhalten, ist mittlerweile experimentell widerlegt [161]. Cha et al. haben in diesem Zusammenhang ein Kriterium zur Vorhersage des Kondensationsverhaltens vorgeschlagen, das auf der Bond-Zahl  $B_o$  des größten auftretenden Tropfens beruht. Dieses Kriterium besagt, dass Tropfenkondensation bei

$Bo \leq 1,4$  auftritt, während es bei  $Bo > 1,4$  zu Filmkondensation kommt. Für die Berechnung der Bond-Zahl sind dabei die folgenden Gleichungen angegeben [161]:

$$Bo = \frac{r_{\max}^2}{l_c^2} \quad (6-1)$$

$$l_c = \sqrt{\frac{\sigma_{lg}}{\rho_l g}} \quad (6-2)$$

$$r_{\max} = \left( \frac{6 \sigma_{lg} (\cos \theta_r - \cos \theta_a) \sin \theta_e}{\pi \rho_l g (2 - 3 \cos \theta_e + \cos^3 \theta_e)} \right)^{1/2} \quad (6-3)$$

Die Gleichung (6-3) zur Berechnung des maximalen Tropfenradius entspricht der Gleichung (4-21) aus dem Wärmeübergangsmodell der Tropfenkondensation. Für die Berechnung des Gleichgewichtskontaktwinkels  $\theta_e$  geben Cha et al. die folgende Gleichung an [161]:

$$\theta_e = \cos^{-1}(0,5 \cos \theta_a + 0,5 \cos \theta_r) \quad (6-4)$$

Mit den Gleichungen (6-1) bis (6-4) lässt sich die Bond-Zahl allein in Abhängigkeit der dynamischen Kontaktwinkel  $\theta_a$  und  $\theta_r$  berechnen. Mit den Werten aus Tabelle 6.1 ergeben sich die folgenden Werte:  $Bo_{Cu} = 1,7$ ,  $Bo_{PFDTES} = 1,1$  und  $Bo_{SiO_2} = 0,2$ . Für die beiden hydrophoben Beschichtungen ist das Bond-Kriterium demnach erfüllt und es ist zu erwarten, dass es auf diesen Beschichtungen, im Gegensatz zur Kupferprobe, zu Tropfenkondensation kommt.

## 6.2 Wärmeübergang bei den Kondensationsexperimenten

Unter Nutzung der in Abschnitt 5.3 beschriebenen Versuchsanlage wurde das Kondensationsverhalten auf den beiden hydrophoben Beschichtungen und auf polierten Kupferoberflächen untersucht. Bei den beschichteten Oberflächen kam es dabei zu Tropfenkondensation, während auf den polierten Kupferoberflächen Filmkondensation beobachtet wurde. Abbildung 6.1 zeigt die Ergebnisse der Kondensationsversuche. Es wurden jeweils zwei Proben mit PFDTES und  $SiO_2$  Beschichtung untersucht (PFDTES-1 und PFDTES-2 bzw.  $SiO_2$ -1 und  $SiO_2$ -2). Dabei wurde jeweils bei einer der Proben ein Wiederholungsversuch durchgeführt (PFDTES-2b und  $SiO_2$ -2b). In Bezug auf die in Abbildung 6.1 dargestellten Messunsicherheiten ist anzumerken, dass diese sich zu einem

Großteil aus der systematischen Messunsicherheit der Wärmestrommessung im Probenhalter begründen. Es ist davon auszugehen, dass die systematische Messabweichung bei der Wärmestrommessung bei allen Messreihen gleich ist. Ein relativer Vergleich zwischen zwei Messpunkten in Abbildung 6.1 ist daher mit einem höheren Grad an Vertrauen möglich, als es die Fehlerbalken vermuten lassen, die sich auf die absoluten Werte für die Wärmestromdichte und die Wandunterkühlung jedes einzelnen Messpunktes beziehen. Alle in Abbildung 6.1 dargestellten Messwerten sind in Anhang A.5 in Form von Messwerttabellen angegeben.

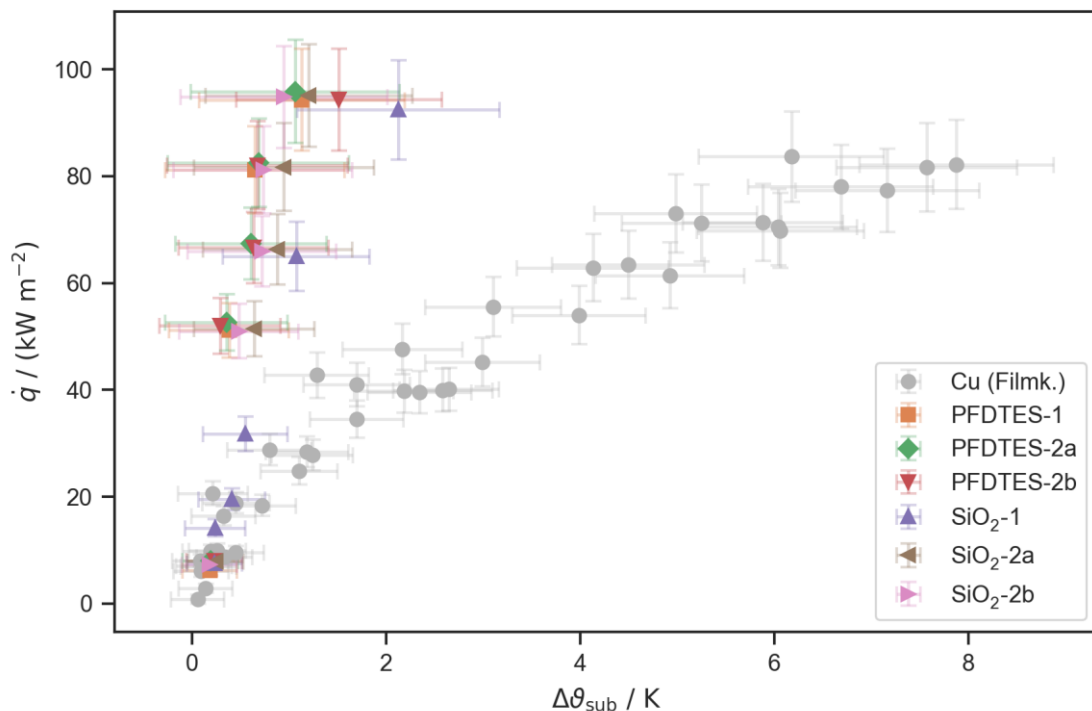


Abbildung 6.1: Ergebnisse der Kondensationsexperimente auf PFDTES und SiO<sub>2</sub> im Vergleich zu Filmkondensation auf einer polierten Kupferprobe. In jeder Messreihe wurde die Wärmestromdichte  $\dot{q}$  und die Wandunterkühlung  $\Delta\vartheta_{\text{sub}}$  für verschiedene Kühlwassertemperaturen gemessen. Die Fehlerbalken zeigen die Messunsicherheit mit einem Erweiterungsfaktor von 2.

Bei beiden Beschichtungen ist ein deutlich erhöhter Wärmeübergang im Vergleich zu der unbeschichteten Kupferprobe zu erkennen. Hierbei ist zu beachten, dass die isolierende Wirkung der Beschichtungen entsprechend der Definition der Wandunterkühlung nach Gleichung (4-2) bereits berücksichtigt ist. Die PFDTES und SiO<sub>2</sub> Proben weisen in den Versuchen ähnliche Wärmestromdichten und Wandunterkühlungen auf. Eine Ausnahme stellt der Versuch auf Probe SiO<sub>2</sub>-1 dar, bei dem ein geringerer Wärmeübergang

aufgetreten ist. Als Ursache hierfür werden geringfügige Unterschiede bei der Beschichtung zwischen den Proben SiO<sub>2</sub>-1 und SiO<sub>2</sub>-2 vermutet.

Da sich der Wärmeübergangskoeffizient, insbesondere bei der Filmkondensation, mit zunehmender Wandunterkühlung ändern kann, ist die Darstellung in einem  $\dot{q}$  vs.  $\Delta\vartheta_{\text{sub}}$  Diagramm wie in Abbildung 6.1 prinzipiell der Angabe von Wärmeübergangskoeffizienten vorzuziehen. Zur Einordnung der Größenordnungen sind die effektiven Wärmeübergangskoeffizienten der Messreihen in Tabelle 6.2 angegeben. Die Berechnung der effektiven Wärmeübergangskoeffizienten erfolgte hierfür mittels linearer Regression mit der folgenden Modellfunktion.

$$\dot{q} = \alpha^* \Delta\vartheta_{\text{sub}} \quad (6-5)$$

Als Ergebnis dieser vereinfachten Berechnung lässt sich eine durch die Umsetzung der Tropfenkondensation mit den beiden Beschichtungen eine Steigerung Wärmeübergangs um das 4 bis 8-fache im Vergleich zur Filmkondensation auf den Kupferproben feststellen. Dies entspricht dem aus der Literatur bekannten Bereich (vgl. [31], [51], [162]).

Tabelle 6.2: Effektive Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha^*$  der einzelnen Messreihen.

<b>Messreihe</b>	<b><math>\alpha^*</math> / (kW m<sup>-2</sup> K<sup>-1</sup>)</b>
Kupfer	13
PFDTES-1	96
PFDTES-2a	103
PFDTES-2b	78
SiO <sub>2</sub> -1	47
SiO <sub>2</sub> -2a	79
SiO <sub>2</sub> -2b	100

Unter Berücksichtigung der Messunsicherheiten und im Vergleich zu der Filmkondensation auf unbeschichteten Kupferproben lässt sich feststellen, dass die SiO<sub>2</sub> und PFDTES Beschichtungen einen ähnlichen Wärmeübergang bei der Tropfenkondensation aufweisen. Beide Beschichtungen sind geeignet, um den Wärmeübergang durch Umsetzung der Tropfenkondensation deutlich zu steigern. Ein Vergleich der Beschichtungseigenschaften (vgl. Abschnitt 5.1) zeigt ebenfalls viele Gemeinsamkeiten: bei beiden Beschichtungen handelt es sich um hydrophobe Dünnschichten. Die

wesentlichen Unterschiede bestehen im Wärmedurchgangskoeffizient der Beschichtungen ( $153 \text{ MWm}^{-2}\text{K}^{-1}$  für PFDTES und  $10 \text{ MWm}^{-2}\text{K}^{-1}$  für  $\text{SiO}_2$ ) und bei dem im vorangegangenen Abschnitt 6.1 diskutierten Benetzungsverhalten. Bei der Tropfengrößenverteilung während der Kondensation zeigen sich jedoch deutliche Unterschiede zwischen den beiden Beschichtungen. Diese werden im folgenden Abschnitt diskutiert.

## 6.3 Keimstellendichte

### 6.3.1 Optische Methode

Abbildung 6.2 zeigt die Entstehung neuer Tropfen auf einer  $\text{SiO}_2$ -Beschichtung bei niedriger Wärmestromdichte und Wandunterkühlung. Zwischen den Tropfen sind zu jedem Zeitpunkt größere freie Bereiche ohne Tropfen zu erkennen. Dies deutet auf eine relativ geringe Keimstellendichte hin, die in der gleichen Größenordnung liegt wie die Dichte der kleinen sichtbaren Tropfen bei der Initialkondensation.

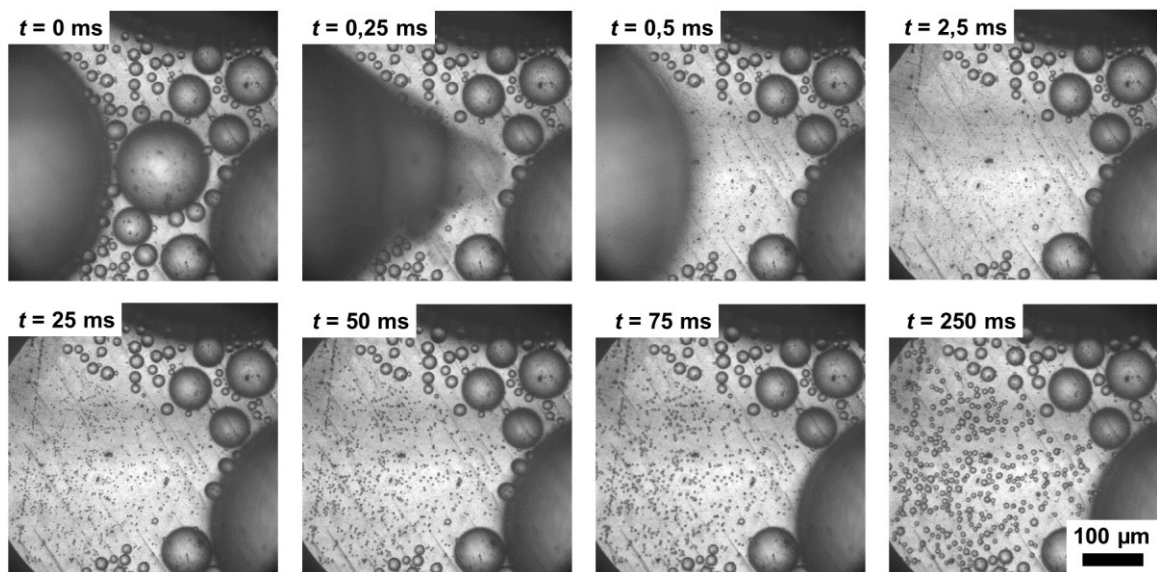


Abbildung 6.2: Tropfenbildung und -wachstum bei Kondensation auf  $\text{SiO}_2$  nach dem Abfließen eines größeren Tropfens. Messung  $\text{SiO}_2$ -1 bei  $\Delta\vartheta_{\text{sub}} = (0,23 \pm 0,28) \text{ K}$  und  $\dot{q} = (7,5 \pm 1,1) \text{ kW m}^{-2}$ .

Bei höheren Wandunterkühlungen und Wärmestromdichten wachsen die Tropfen deutlich schneller an und es ist insgesamt eine größere Tropfendynamik zu beobachten. Abbildung 6.3 zeigt die Initialkondensation auf einer  $\text{SiO}_2$ -Beschichtung in diesem Fall. Im unteren linken Bereich der Bilder ist eine lokale Häufung kleiner Tropfen zu erkennen. In

diesem Bereich scheinen Inhomogenitäten auf der Oberfläche zu bestehen, welche die Keimbildung begünstigen.

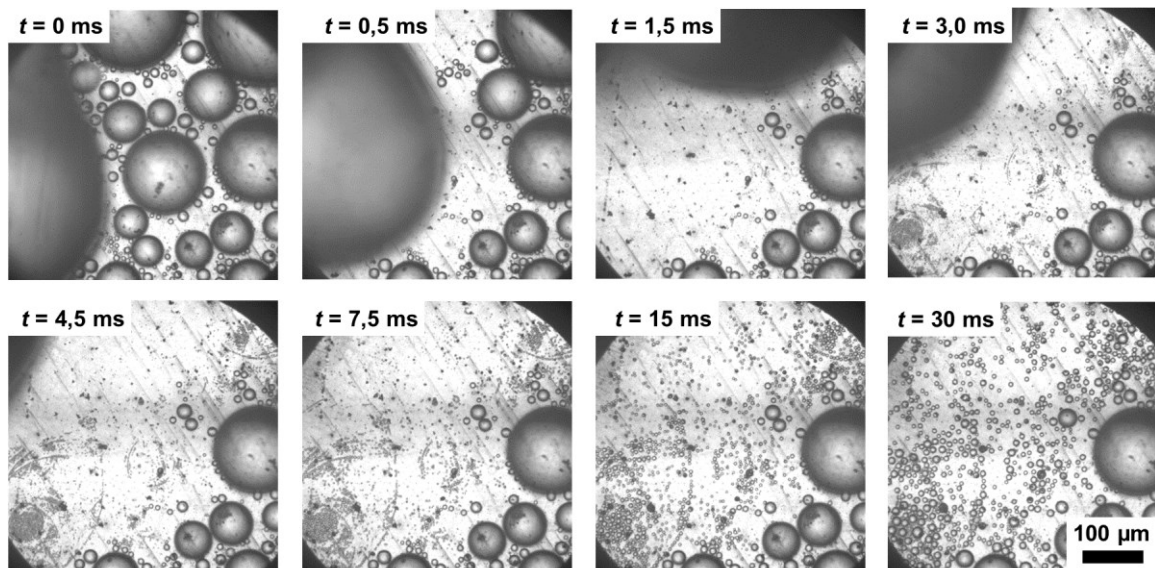


Abbildung 6.3: Tropfenbildung und -wachstum bei Kondensation auf  $\text{SiO}_2$  nach dem Abfließen eines größeren Tropfens. Messung  $\text{SiO}_2$ -1 bei  $\Delta\vartheta_{\text{sub}} = (1,08 \pm 0,75) \text{ K}$  und  $\dot{q} = (65,0 \pm 6,5) \text{ kW m}^{-2}$ .

Abbildung 6.4 zeigt die Bildung und das Wachstum neuer Tropfen auf einer PFDTES-Oberfläche. Es ist im Gegensatz zu der Kondensation auf  $\text{SiO}_2$  eine deutlich höhere Dichte an kleinen Tropfen zu erkennen. Zwischen den einzelnen Tropfen sind keine freien Flächen mehr zu erkennen. Bereits wenige Millisekunden nach dem Freiwerden der Oberflächen durch die Bewegung des großen Tropfens (im oberen linken Bereich der Bilder) verdunkelt sich die helle, reflektierende Oberfläche der Probe. Hierbei handelt es sich um sehr kleine Tropfen, die nah beieinander liegen. Erst nach einiger Zeit sind diese Tropfen groß genug, um sie klar als solche zu erkennen und voneinander zu unterscheiden. Zu diesem Zeitpunkt haben bereits zahlreiche Koaleszenzereignisse zwischen den sehr kleinen Tropfen stattgefunden.

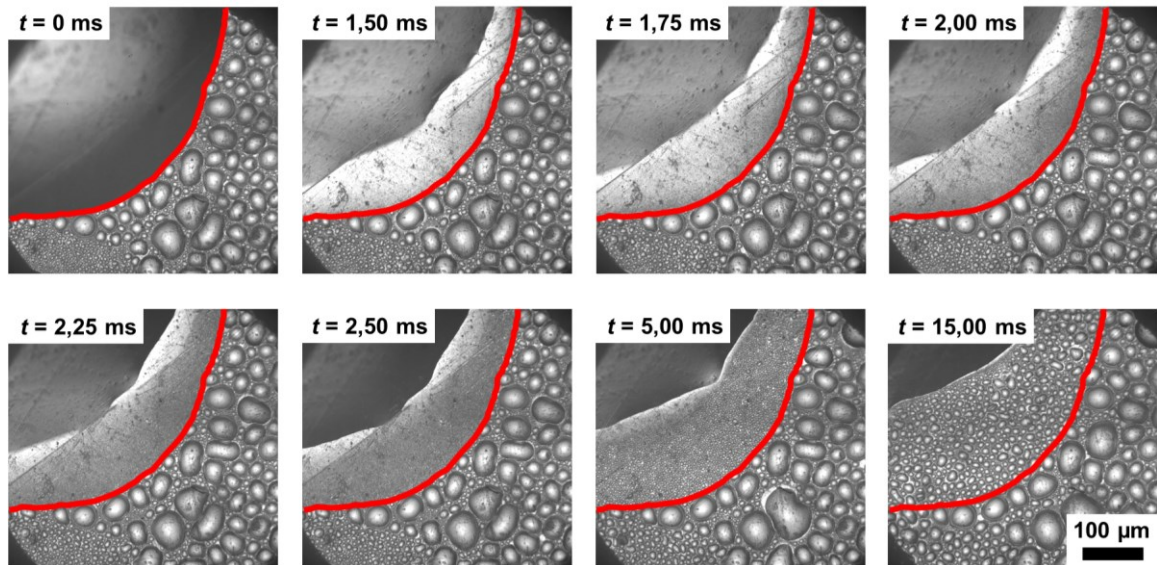


Abbildung 6.4: Tropfenbildung und -wachstum bei Kondensation auf PFDTES nach dem Abfließen eines größeren Tropfens. Die rote Linie markiert die Kontaktlinie des großen Tropfens vor dem Abfließen. Messung PFDTES-2a bei  $\Delta\vartheta_{\text{sub}} = (0,36 \pm 0,63) \text{ K}$  und  $\dot{q} = (53,6 \pm 5,3) \text{ kW m}^{-2}$ .

Bereits durch Beobachtung der Aufnahmen von der Kondensation auf den PFDTES und  $\text{SiO}_2$  wird deutlich, dass die Anzahl der kleinen Tropfen bei den PFDTES-Beschichtungen deutlich größer ist. Dieser Eindruck wurde durch das Zählen der kleinsten sichtbaren Tropfen während der Initialkondensation bestätigt und quantifiziert. Die ermittelten Werte für die in Abbildung 6.2 bis Abbildung 6.4 dargestellten Messreihen sind in Tabelle 6.3 angegeben. Die Werte für die Messreihe PFDTES-2a entsprechen ungefähr der oberen Messgrenze von  $1,3 \cdot 10^{11} \text{ m}^{-2}$  für die optische Methode (vgl. Abschnitt 5.3.2). Die Anzahldichte der kleinen Tropfen  $N_d$  stellt hier eine untere Grenze für die Abschätzung der tatsächlichen Keimstellendichte  $N_s$  dar. Die Bilder von der Initialkondensation in Abbildung 6.4 legen nahe, dass die tatsächliche Keimstellendichte auf den PFDTES-Beschichtungen deutlich höher ist und schätzungsweise im Bereich von  $10^{11} \text{ m}^{-2}$  bis  $10^{13} \text{ m}^{-2}$  liegt. Im Falle der Messung  $\text{SiO}_2$ -1 liegen die Anzahldichten der kleinen Tropfen deutlich unter der oberen Messgrenze. In diesem Fall sind die durch Auszählen ermittelten Anzahldichten eine gute Schätzung für die tatsächliche Keimstellendichte. Die Keimstellendichte der Probe  $\text{SiO}_2$ -1 wird auf Grundlage der Hochgeschwindigkeitsmikroskopie mit  $1,1 \cdot 10^{10} \text{ m}^{-2}$  bis  $4,7 \cdot 10^{10} \text{ m}^{-2}$  abgeschätzt.



Tabelle 6.3: Anzahldichte kleiner Tropfen  $N_d$  während der Initialkondensation bei unterschiedlichen Wärmestromdichten  $\dot{q}$ . Messunsicherheiten sind mit einem Erweiterungsfaktor von 2 angegeben.

<b>SiO<sub>2</sub>-1</b>		<b>PFDTES-2a</b>	
$\dot{q} / (\text{kW m}^{-2})$	$N_d / \text{m}^{-2}$	$\dot{q} / (\text{kW m}^{-2})$	$N_d / \text{m}^{-2}$
7 ±1	2,1 · 10 <sup>10</sup>	8 ±1	1,0 · 10 <sup>11</sup>
14 ±2	1,8 · 10 <sup>10</sup>	53 ±5	1,3 · 10 <sup>11</sup>
20 ±2	1,1 · 10 <sup>10</sup>	67 ±7	1,3 · 10 <sup>11</sup>
32 ±3	3,1 · 10 <sup>10</sup>	83 ±8	1,2 · 10 <sup>11</sup>
65 ±7	2,2 · 10 <sup>10</sup>	96 ±10	1,4 · 10 <sup>11</sup>
92 ±9	4,7 · 10 <sup>10</sup>		

In Tabelle 6.4 sind die optisch ermittelten Anzahldichten der kleinen Tropfen für die Messreihen SiO<sub>2</sub>-2a und SiO<sub>2</sub>-2b dargestellt. Für die beiden Messreihen wurden im Vergleich zur Messreihe SiO<sub>2</sub>-1 höhere Anzahldichten ermittelt. Es ist daher anzunehmen, dass die Keimstellendichte auf der Probe SiO<sub>2</sub>-2 höher ist als auf der Probe SiO<sub>2</sub>-1. Auf Grundlage der optischen Untersuchungen wird die Keimstellendichte für die Probe SiO<sub>2</sub>-2 auf einen Bereich von  $3,7 \cdot 10^{10} \text{ m}^{-2}$  bis  $1,6 \cdot 10^{11} \text{ m}^{-2}$  geschätzt.

Tabelle 6.4: Anzahldichte kleiner Tropfen  $N_d$  während der Initialkondensation bei unterschiedlichen Wärmestromdichten  $\dot{q}$ . Messunsicherheiten sind mit einem Erweiterungsfaktor von 2 angegeben.

<b>SiO<sub>2</sub>-2a</b>		<b>SiO<sub>2</sub>-2b</b>	
$\dot{q} / (\text{kW m}^{-2})$	$N_d / \text{m}^{-2}$	$\dot{q} / (\text{kW m}^{-2})$	$N_d / \text{m}^{-2}$
8 ±1	5,9 · 10 <sup>10</sup>	7 ±1	3,7 · 10 <sup>10</sup>
51 ±5	1,3 · 10 <sup>11</sup>	51 ±5	1,1 · 10 <sup>11</sup>
66 ±7	1,1 · 10 <sup>11</sup>	66 ±7	1,2 · 10 <sup>11</sup>
82 ±8	1,2 · 10 <sup>11</sup>	81 ±8	1,2 · 10 <sup>11</sup>
95 ±10	1,4 · 10 <sup>11</sup>	95 ±10	1,6 · 10 <sup>11</sup>

### 6.3.2 Modellkalibrierung

Abbildung 6.5 zeigt die Messergebnisse der Kondensationsexperimente im Vergleich zu den Ergebnissen der Modellierung des Wärmeübergangs nach dem in Abschnitt 4.2 beschriebenen Modell.

Die Modellergebnisse verdeutlichen nochmals die Bedeutung der Keimstellendichte für die Modellierung des Wärmeübergangs. Selbst wenn alle anderen Modellparameter konstant gehalten werden, kann eine Änderung der Keimstellendichte eine deutliche Erhöhung oder Verringerung des modellierten Wärmestroms bewirken. Dies trifft im Besonderen für niedrige Keimstellendichten unter  $10^{11} \text{ m}^{-2}$  zu. In diesen Fällen schränkt die Keimstellendichte das Potential für einen erhöhten Wärmeübergang durch Tropfenkondensation stark ein. Bei höheren Keimstellendichten ( $> 10^{11} \text{ m}^{-2}$ ) wirken sich die Änderungen weniger stark auf den Wärmestrom und die Unterkühlungstemperaturen aus, insbesondere, wenn man sie ins Verhältnis zu der Unsicherheit der Messergebnisse setzt. Dies deckt sich mit den Ergebnissen aus dem Szenarien 3 und 4 der Sensitivitätsanalyse (vgl. Abschnitt 4.3.4), die eine hohe Sensitivität des Modells gegenüber der Keimstellenstellendichte gezeigt haben. Gleichzeitig zeigte die zunehmende Streuung der Modellergebnisse in Abbildung 4.8 und Abbildung 4.9, dass der Einfluss der anderen Modellparameter bei höheren Keimstellendichten wieder zunimmt.

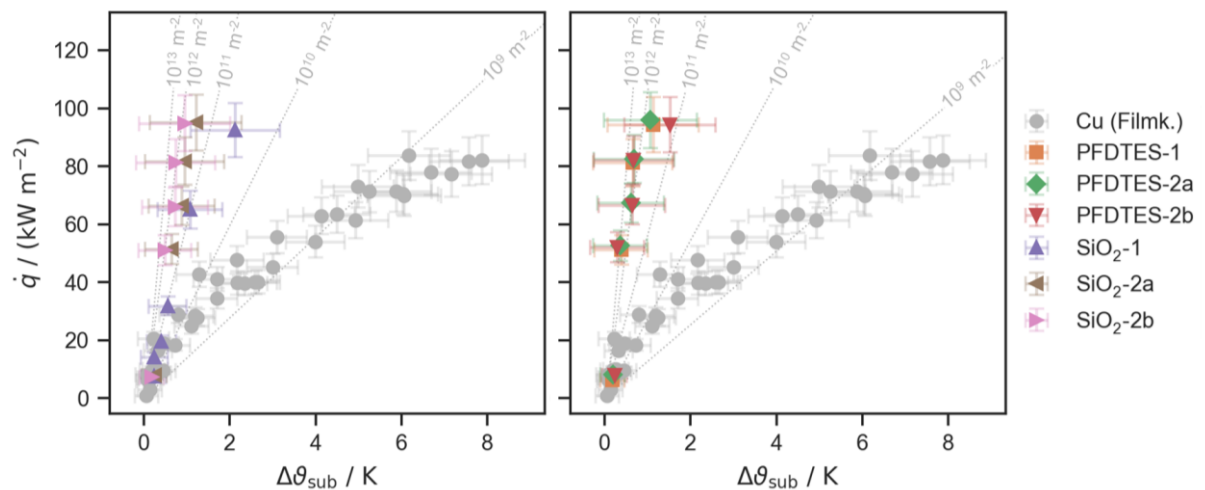


Abbildung 6.5: Messergebnisse der Kondensationsexperimente und Ergebnisse der Modellierung auf  $\text{SiO}_2$  (links) und PFDTES (rechts) im Vergleich zu Filmkondensation auf einer polierten Kupferprobe. Die gepunkteten Linien zeigen die Modellergebnisse für verschiedene Keimstellendichten an. Verwendete Modellparameter:  $\text{SiO}_2$  (links):  $\delta_B = 150 \text{ nm}$ ,  $\lambda_B = 1,5 \text{ W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ ,  $\theta = 110^\circ$ ,  $\theta_a = 115^\circ$ ,  $\theta_r = 97^\circ$ ,  $p = 12,6 \text{ kPa}$ , PFDTES (rechts):  $\delta_B = 1,7 \text{ nm}$ ,  $\lambda_B = 0,26 \text{ W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ ,  $\theta = 103^\circ$ ,  $\theta_a = 107^\circ$ ,  $\theta_r = 52^\circ$ ,  $p = 12,7 \text{ kPa}$ . Fehlerbalken zeigen die Messunsicherheit mit einem Erweiterungsfaktor von 2.

Über die in Abschnitt 4.4 zusammengefasste Modellkalibrierung wurden anhand der Messergebnisse aus den Kondensationsversuchen konkrete Werte für die Keimstellendichte ermittelt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 6.5 aufgelistet. Die Werte liegen im Bereich von  $5,8 \cdot 10^{10} \text{ m}^{-2}$  bis  $5,1 \cdot 10^{11} \text{ m}^{-2}$  für die  $\text{SiO}_2$ -Beschichtung und  $7,3 \cdot 10^{11} \text{ m}^{-2}$  bis  $1,3 \cdot 10^{12} \text{ m}^{-2}$  für die PFDTES-Beschichtung. Der anhand der optischen Methode in Abschnitt 6.3.1 festgestellte Unterschied zwischen den Proben  $\text{SiO}_2$ -1 und  $\text{SiO}_2$ -2 zeigt sich ebenfalls bei der Modellkalibrierung. Die ermittelten Keimstellendichten für die Versuchsreihen  $\text{SiO}_2$ -2a und  $\text{SiO}_2$ -2b liegen über der Keimstellendichte bei der Versuchsreihe  $\text{SiO}_2$ -1. Es ist davon auszugehen, dass es bei der Schleuderbeschichtung dieser Proben zu geringfügigen Unterschieden bei den Oberflächeneigenschaften gekommen ist.

Tabelle 6.5: Mittels Modellkalibrierung ermittelte Keimstellendichten  $N_s$ .

Messreihe	$N_s / \text{m}^{-2}$
PFDTES-1	$1,1 \cdot 10^{12}$
PFDTES-2a	$1,3 \cdot 10^{12}$
PFDTES-2b	$7,3 \cdot 10^{11}$
$\text{SiO}_2$ -1	$5,8 \cdot 10^{10}$
$\text{SiO}_2$ -2a	$2,1 \cdot 10^{11}$
$\text{SiO}_2$ -2b	$5,1 \cdot 10^{11}$

### 6.3.3 Fazit

Die Messung der Wandunterkühlung und der Wärmestromdichte in Kondensationsexperimenten ermöglicht es, die Keimstellendichte bei der Tropfenkondensation durch Modellkalibrierung eines geeigneten Wärmeübergangsmodells zu ermitteln. Unter Berücksichtigung der Messunsicherheiten und des Einflusses der Keimstellendichte als Modellparameter ist diese Methode bei geringen Keimstellendichten genauer als bei großen Keimstellendichten ab einem Wert von ungefähr  $10^{11} \text{ m}^{-2}$  (vgl. Abbildung 6.5). Die Analyse des Wärmeübergangsmodells (vgl. Abbildung 4.9) hat gezeigt, dass die Keimstellendichte insbesondere bei niedrigen Werten der limitierende Faktor für den Wärmeübergang ist, während bei großen Keimstellendichten andere Einflussfaktoren an Bedeutung gewinnen. Für die Bewertung von funktionalisierten Oberflächen für die Tropfenkondensation ist deshalb die Eingrenzung der Keimstellendichte auf eine Größenordnung über  $10^{11} \text{ m}^{-2}$  ein großer Mehrwert im Vergleich zu den Literaturangaben im Bereich von  $10^9 \text{ m}^{-2}$  bis  $10^{15} \text{ m}^{-2}$  (vgl. Tabelle 3.1).

Bei der Methode der Modellkalibrierung wird davon ausgegangen, dass die Wechselwirkungen zwischen der Keimstellendichte und dem Wärmeübergang in ihren grundlegenden Zusammenhängen in dem Modell korrekt abgebildet sind. Dies umfasst mehrere implizite Annahmen bezüglich der Keimbildungsprozesse bei der Tropfenkondensation:

1. Es handelt sich bei der Tropfenbildung tatsächlich um einen Vorgang der Keimbildung. Diese Annahme erfolgt in Abgrenzung zur Theorie des aufreißenden Kondensatfilms.
2. Die Änderung der Wandunterkühlung und Wärmestromdichte zwischen den einzelnen Messpunkten hat im Vergleich zu den Oberflächeneigenschaften einen geringen Einfluss auf die Keimstellendichte.
3. Es gibt zwischen unterschiedlichen Oberflächen signifikante Unterschiede der Keimstellendichte, die eine Berücksichtigung dieses Parameters erforderlich machen.

Die erste Annahme entspricht dem derzeitigen Stand des Wissens bei der Tropfenkondensation (vgl. Abschnitt 3.3). Die beiden anderen Annahmen werden durch die optischen Untersuchungen der Initialkondensation in Abschnitt 6.3.1 gestützt. Der Ansatz der Modellkalibrierung ist daher geeignet, um die Keimstellendichte für verschiedene Oberflächenmodifikationen zu ermitteln. Die Bestimmung der Keimstellendichte erfolgt dabei indirekt, ausgehend von ihrer Wirkung auf den Wärmeübergang bei der Tropfenkondensation und erfordert daher keine direkte Beobachtung der Keimbildungsprozesse.

Eine Berechnung der Keimstellendichte anhand der Oberflächen- und Prozesseigenschaften wäre für die Modellierung der Tropfenkondensation wünschenswert, ist derzeit aber noch nicht zuverlässig möglich. Der semi-empirische Ansatz der Modellkalibrierung ist daher derzeit gut geeignet für die Untersuchung des Wärmeübergangs bei Tropfenkondensation und die Charakterisierung hierfür geeigneter Beschichtungen. Aufgrund der bestehenden Unsicherheiten bezüglich grundlegender Prozesse bei der Keimbildung sollte die Plausibilität der Modellkalibrierung für jede untersuchte Oberfläche zusätzlich geprüft werden. In Abschnitt 5.3.2 wurde gezeigt, wie dies durch eine optische Beobachtung der Initialkondensation mit Hilfe von Hochgeschwindigkeitsmikroskopie geleistet werden kann.

Die Ergebnisse der optischen Methode und der Modellkalibrierung sind bei den hier untersuchten SiO<sub>2</sub>- und PFDTES-Beschichtungen konsistent zueinander. Auf Grundlage der Modellkalibrierung wird die Keimstellendichte für die SiO<sub>2</sub>-Beschichtung auf  $6 \cdot 10^{10} \text{ m}^{-2}$  bis  $5,1 \cdot 10^{11} \text{ m}^{-2}$  abgeschätzt. Die Keimstellendichte auf der PFDTES-Beschichtung ist deutlich höher und wird auf einen Bereich von  $7 \cdot 10^{11} \text{ m}^{-2}$  bis  $1,3 \cdot 10^{12} \text{ m}^{-2}$  geschätzt.

## 6.4 Zusammenhang zwischen Beschichtungseigenschaften und Keimstellendichte

Bislang sind für eine Berechnung der Keimstellendichte anhand der bekannten Oberflächeneigenschaften keine zuverlässigen Berechnungsmethoden verfügbar. Es ist zudem vorstellbar, dass die Keimstellendichte von Oberflächeneigenschaften abhängig ist, die messtechnisch nur schwer zu erfassen sind. Solche Oberflächeneigenschaften können beispielsweise durch die Oberflächenstruktur im Bereich weniger Nanometer bedingt sein. Einige grundlegende Tendenzen bezüglich der Zusammenhänge zwischen der Keimstellendichte und den Beschichtungseigenschaften sind jedoch bekannt und werden im Folgenden anhand der Messergebnisse diskutiert.

Wie in Abschnitt 3.3 diskutiert, hat *Rose* bereits 1976 die Gleichung (3-1) zur Berechnung der Keimstellendichte anhand des minimalen Tropfenradius vorgeschlagen [104]. Abbildung 6.6 zeigt die nach *Rose* berechneten Keimstellendichten im Vergleich zu den optisch und mittels Modellkalibrierung ermittelten Werten.

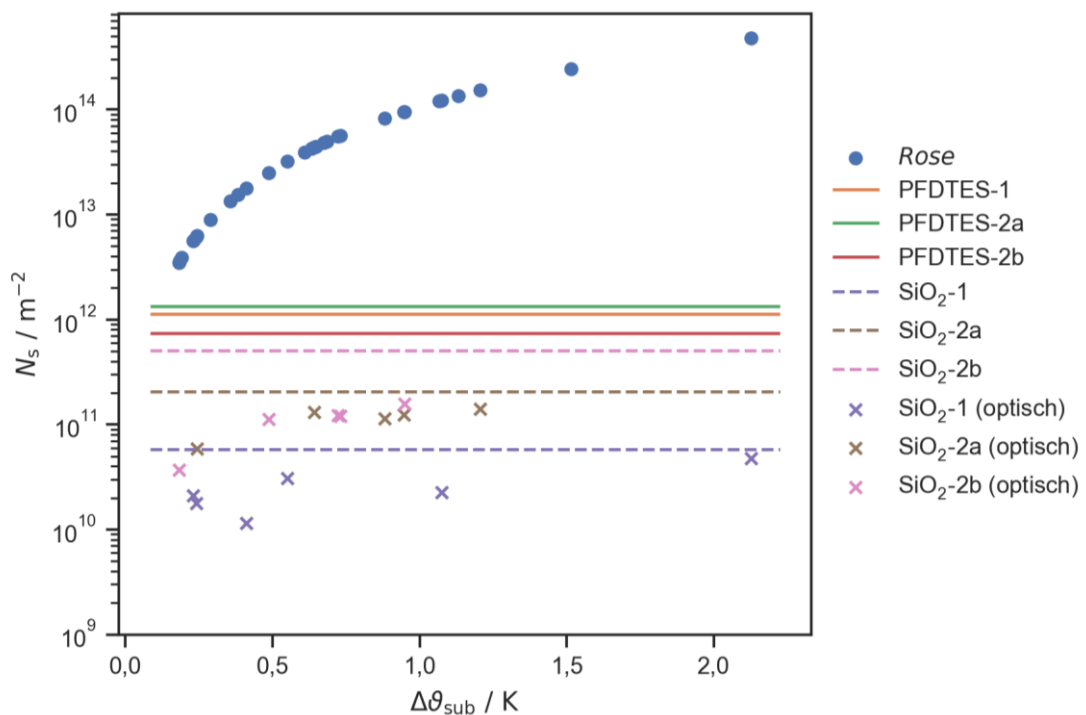


Abbildung 6.6: Keimstellendichten  $N_s$  berechnet nach *Rose* (Gleichung (3-1), berechnet für alle Messpunkte) in Abhängigkeit der Wandunterkühlung  $\Delta\vartheta_{\text{sub}}$  im Vergleich zu den Ergebnissen der Modellkalibrierung (dargestellt durch Linien im Diagramm) und den Ergebnissen der optischen Messung (dargestellt durch Kreuze im Diagramm).

Die Berechnung der Keimstellendichte nach *Rose* weist eine deutliche Temperaturabhängigkeit auf. Die Keimstellendichte wird anhand des minimalen Tropfenradius berechnet, der nach Gleichung (4-19) ausschließlich von den Prozessbedingungen und Stoffwerten des Fluids abhängig ist. Der Einfluss der Oberfläche bleibt dementsprechend unberücksichtigt. Dies steht im Widerspruch zu den ermittelten Werte für die Keimstellendichte (sowohl optisch als auch per Modellkalibrierung), die zum einen deutliche Unterschiede zwischen den verschiedenen Beschichtungen aufweisen. Zum anderen wurde bei den optisch ermittelten Keimstellendichten keine derart starke Abhängigkeit von der Wandunterkühlung beobachtet, wie sie bei der Berechnung nach *Rose* zu sehen ist. Bei der Modellkalibrierung wurde a priori vorausgesetzt, dass die Keimstellendichte in dem relevanten Temperaturbereich unabhängig von der Wandunterkühlung ist. Dies entspricht in guter Näherung auch den optischen Messungen.

Die in Abbildung 6.6 dargestellten Ergebnisse legen den Schluss nahe, dass die Keimstellendichte nicht allein von dem minimalen Tropfenradius abhängig ist. Stattdessen ist die Keimstellendichte bei den untersuchten Prozessbedingungen offenbar wesentlich von den Schichteigenschaften bestimmt und nimmt dabei deutlich geringere Werte an als anhand der Berechnung nach *Rose* zu erwarten wäre. Diese Beobachtung wurde auch in anderen Untersuchungen getätigt [91], [106], [163]. Sie liefert zugleich eine Erklärung für die weite Streuung der Literaturwerte für die Keimstellendichte, da sich die untersuchten Oberflächen in den jeweiligen Untersuchungen deutlich voneinander unterscheiden (vgl. Tabelle 3.1).

Da alle Messreihen der Kondensationsversuche bei gleichen Prozessbedingungen durchgeführt wurden, müssen die unterschiedlichen Keimstellendichten aufgrund einer oder mehrerer Eigenschaften der SiO<sub>2</sub>- und PFDTES-Beschichtungen zustande kommen. Folgende grundlegende Wechselwirkungen zwischen der Beschichtung und der Keimbildung sind dabei denkbar:

- 1) Durch den höheren **Wärmeleitwiderstand** der SiO<sub>2</sub>-Beschichtungen im Vergleich zu den PFDTES-Beschichtungen ist die Oberflächentemperatur auf Ersteren bei gleicher Wandunterkühlung  $\Delta\vartheta_{\text{sub}}$  etwas geringer als auf Letzteren. Durch die höhere Oberflächentemperatur tritt eine geringere Übersättigung des Dampfes auf, was nach Gleichung (4-19) zu einem größeren minimalen Tropfenradius und damit tendenziell zu geringeren Keimstellendichten führt. Allerdings ist bei beiden Beschichtungen der Wärmeleitwiderstand sehr gering. Das heißt, die Temperaturdifferenz über der Beschichtung ist im Vergleich zu der Änderung der Wandunterkühlung zwischen verschiedenen Messpunkten vernachlässigbar. Die Temperaturdifferenz über der Beschichtung beträgt bei allen Messpunkten weniger als 0,01 K.

Der Effekt des Wärmeleitwiderstands wird daher als vernachlässigbar eingeschätzt.

- 2) Die **Benetzungseigenschaften** der beiden Beschichtungsmaterialien wirken sich auf die Keimbildung aus. Durch eine gute Benetzbarkeit wird die Keimbildungsbarriere, wie durch die Gleichungen (2-15) und (2-16) beschrieben, herabgesetzt. Mit steigenden Kontaktwinkeln nimmt die Keimbildungsbarriere zu, bis sie bei  $\theta = 180^\circ$  den Grenzfall der homogenen Kondensation erreicht. Die höheren Kontaktwinkel von  $110^\circ$  auf den  $\text{SiO}_2$ -Beschichtungen im Vergleich zu  $103^\circ$  bei den PFDTES-Beschichtungen sind eine mögliche Ursache für die höheren Keimstellendichten der PFDTES-Beschichtungen.
- 3) Die **Rauheit** und die physikalische Struktur der Beschichtungen beeinflussen die Keimbildung. Aus Sicht der klassischen Keimbildungstheorie lässt sich dieser Effekt durch eine Änderung der Geometrie des Tropfenkeims erklären. Diese ist abhängig von der Form der festen Oberfläche, auf der sich der Tropfenkeim bildet. Die Keimbildungsbarriere kann dabei durch eine Änderung der Verhältnisse zwischen den beiden Grenzflächen (fest-flüssig und flüssig-gasförmig) und dem flüssigen Volumen lokal herabgesetzt werden. Dieser Mechanismus ist beispielsweise bei der Kapillarkondensation bzw. Porenkondensation zu beobachten. Ein weiterer Effekt bei rauen bzw. strukturierten Oberflächen entsteht durch lokale Unterschiede des Wärmeleitwiderstandes. Bei Vertiefungen bzw. dünneren Stellen der Beschichtung ist der Wärmeleitwiderstand geringer, sodass dort niedrigere Oberflächentemperaturen auftreten. Dieser Temperatureffekt ist jedoch, wie bereits unter 1) erläutert, bei sehr dünnen Beschichtungen zu vernachlässigen. *Mu et al.* haben den Effekt der Oberflächentopografie auf die Keimstellendichte anhand der fraktalen Dimension der Oberflächen beschrieben [163]. Dabei wurde eine Zunahme der Keimstellendichten mit der Rauheit der Oberfläche festgestellt. Im Vergleich zu den dort untersuchten Magnesiumschichten, weisen die  $\text{SiO}_2$ - und PFDTES-Beschichtungen mit  $R_a = 6 \text{ nm}$  und  $R_a = 0,9 \text{ nm}$  eine sehr geringe Rauheit auf. Aus anderen Untersuchungen ist bekannt, dass die Wechselwirkungen zwischen dem Benetzungsverhalten und der Oberflächenstruktur bei der Tropfenkondensation sehr komplex sein können und neben der Rauheit auch die Topografie, also die konkrete geometrische Form der Oberflächenstrukturen, eine Rolle spielt (vgl. Abschnitt 3.1). Beispiele für derartige Wechselwirkungen sind das „Flutungsproblem“ [64]–[67] und das „Tropfenspringen“ [164] bei der Kondensation auf superhydrophoben Oberflächen. Im Vergleich zu Oberflächen mit derartigen Effekten sind die  $\text{SiO}_2$ - und PFDTES-Beschichtungen bzgl. ihrer Struktur sehr homogen. Aufgrund der geringen Rauheit und der Homogenität der Oberflächen wird der Effekt der physikalischen Oberflächenstruktur auf die

Keimstellendichte bei den SiO<sub>2</sub>- und PFDTES-Beschichtungen als gering eingeschätzt.

- 4) Neben der Oberflächentopografie wird die Keimstellendichte auch durch **chemische Inhomogenitäten** auf der Oberfläche beeinflusst. Diese können zu lokalen Änderungen des Benetzungsverhaltens und damit zu einer lokalen Absenkung der Keimbildungsbarriere führen. Die Keimbildung bei der Kondensation von Wasserdampf findet dann vorzugsweise auf den hydrophilen Bereichen der Oberfläche statt. Dieser Effekt kann genutzt werden, um die Keimbildung bei der Tropfenkondensation zu steuern [105], [165], [166]. Im Vergleich zu den aus der Literatur bekannten Oberflächen mit chemischer Strukturierung ist bei den SiO<sub>2</sub>- und PFDTES-Beschichtungen von einer sehr homogenen Benetzbarkeit auszugehen. Der Einfluss chemischer Inhomogenitäten auf die Keimstellendichte wird als sehr gering eingeschätzt.

Von den vier oben genannten Wechselwirkungen wird nur der Einfluss der Benetzungseigenschaften des Beschichtungsmaterials als relevante Ursache für die Unterschiede der Keimstellendichte zwischen SiO<sub>2</sub>- und PFDTES-Beschichtung bewertet. Der Einfluss der Benetzungseigenschaften auf die Keimbildung lässt sich mit Hilfe der klassischen Keimbildungstheorie quantifizieren. Abbildung 6.7 zeigt die Änderung der Keimbildungsbarriere bei der heterogenen Kondensation in Abhängigkeit von dem Kontaktwinkel. Die Berechnung erfolgt dabei mit den Gleichungen (2-15) und (2-16).

Wie in Abbildung 6.7 zu sehen ist, vermindert sich die Keimbildungsbarriere im Vergleich zur homogenen Kondensation aufgrund der unterschiedlichen Kontaktwinkel bei der SiO<sub>2</sub>-Beschichtung um 25 % und bei der PFDTES-Beschichtung um 33 %. Dieser Unterschied ist eine mögliche Ursache für die höhere Keimstellendichte auf der PFDTES-Beschichtung. Wie in Abschnitt 3.3 diskutiert, erfolgt die Tropfenbildung nicht auf beliebigen Stellen der Oberfläche, sondern vorzugsweise auf spezifischen Keimstellen, die je nach Prozessbedingungen aktiv oder inaktiv sein können (vgl. Abbildung 3.3). Durch die geringere Keimbildungsbarriere ist es möglich, dass eine größere Zahl der potentiellen Keimstellen auf der Oberfläche aktiv ist, sodass im Vergleich zu einem Material mit schlechteren Benetzungseigenschaften mehr Tropfen auf der Oberfläche entstehen. Bei den untersuchten PFDTES-Beschichtungen wurde im Vergleich zu den SiO<sub>2</sub>-Beschichtungen eine Zunahme der Keimstellendichte um ungefähr eine Größenordnung beobachtet, bei gleichzeitiger Verminderung der Keimbildungsbarriere um 12 %.



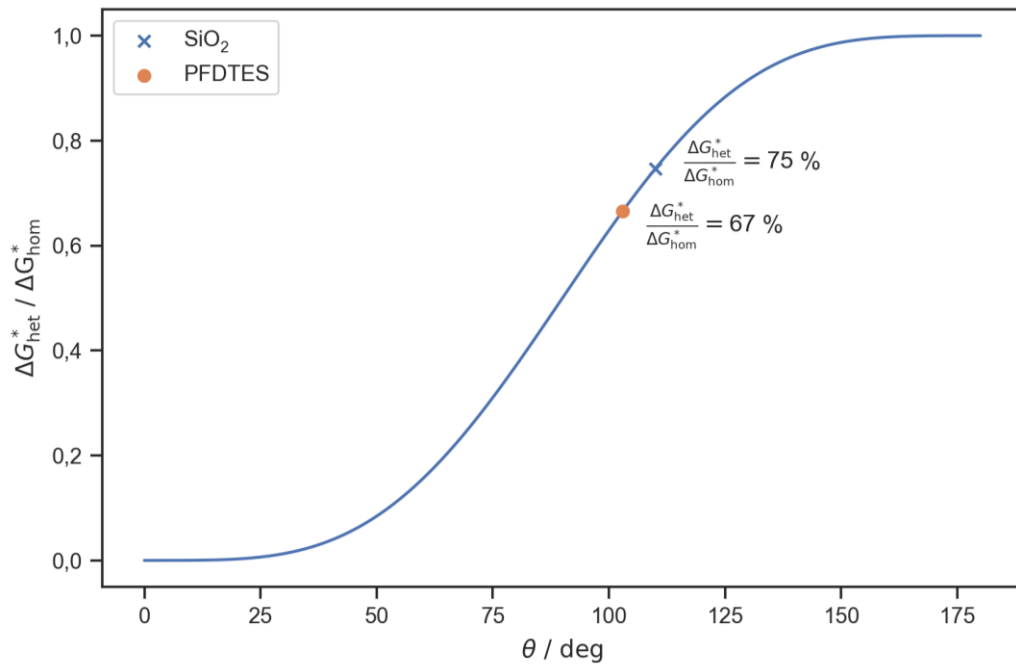


Abbildung 6.7: Änderung der heterogenen Keimbildungsbarriere  $\Delta G_{het}^*$  im Verhältnis zur homogenen Keimbildungsbarriere  $\Delta G_{hom}^*$  in Abhängigkeit des Kontaktwinkels  $\theta$ .

Das Ableiten einer allgemeinen Gesetzmäßigkeit zwischen der Verminderung der Keimbildungsbarriere und der Zunahme der aktiven Keimstellen (und damit der Keimstellendichte) ist anhand dieser Ergebnisse nicht unmittelbar möglich. In der Modellvorstellung der spezifischen Keimstellen gibt es auf jeder Oberfläche eine definierte (wenn auch unbekannt) Anzahl an potentiellen Keimstellen, die unterschiedliche Potentiale für eine Aktivierung, das heißt für eine tatsächliche Keimbildung, aufweisen. Diese Verteilung an potentiellen Keimstellen ist für die beiden untersuchten Oberflächen nicht bekannt. Vor dem Hintergrund der mitunter extremen Abweichungen experimenteller Ergebnisse von den Vorhersagen der klassischen Keimbildungstheorie [167]–[169] sind zudem weitere, in der bisherigen Theorie nicht berücksichtigte Wechselwirkungen denkbar. Es kann deshalb nicht davon ausgegangen werden, dass diese Verteilung der potentiellen Keimstellen bei beiden Beschichtungen gleich ist. Neben den oben diskutierten Einflussfaktoren ist es möglich, dass die Keimbildung durch weitere, mit den hier verwendeten Methoden nicht messbare Schichteigenschaften beeinflusst wird. Für zukünftige Untersuchungen zur Tropfenkondensation ist es aus diesen Gründen erforderlich, die Keimstellendichte für jede untersuchte Beschichtung experimentell zu bestimmen. Insbesondere ist eine Verwendung von Literaturwerten – auch für Schichten mit ähnlichen Eigenschaften – kritisch zu sehen. Die in dieser Arbeit diskutierten Methoden liefern einen Ansatz für die Bestimmung der Keimstellendichte.

Der Einfluss, den die in diesem Abschnitt dargestellten Zusammenhänge für die Modellierung der Tropfenkondensation haben, wird im folgenden Abschnitt 6.5 diskutiert.

## **6.5 Einfluss der Keimstellendichte auf die Modellierung der Tropfenkondensation**

Die theoretischen Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit basieren auf der Modellvorstellung spezifischer Keimstellen auf den Kondensationsflächen (vgl. Abschnitt 3.3). Dieser Ansatz ist konsistent mit den in Abschnitt 6.3 dargestellten experimentellen Ergebnissen. Für die untersuchten Randbedingungen lässt sich daher festhalten, dass der Modellparameter der Keimstellendichte, in Gestalt eines oberflächenspezifischen Wertes, geeignet ist, um die Keimbildungsprozesse bei der Tropfenkondensation auf einer spezifischen Oberfläche abzubilden. Für die experimentelle Bestimmung der Keimstellendichte wurde in dieser Arbeit eine geeignete Methode dargestellt. Wie in Kapitel 5 näher erläutert, lassen sich die Randbedingungen der hierfür durchgeführten Kondensationsexperimente wie folgt zusammenfassen:

- Kondensationsmedium: Wasser/Dampf,
- geringe Wandunterkühlungen  $< 3$  K,
- geringer Druck von 13 kPa,
- Kondensation an einer vertikalen überströmten Oberfläche,
- glatte, chemisch homogene, hydrophobe Dünnschichten zur Umsetzung der Tropfenkondensation.

Die in dieser Arbeit getroffenen Aussagen zur Keimstellendichte können für eine zuverlässigere Modellierung der Tropfenkondensation auf  $\text{SiO}_2$ - und PFDTES-Beschichtungen (wie in Abschnitt 5.1 beschrieben) unter ähnlichen Randbedingungen genutzt werden. Bei deutlichen Abweichungen von den oben beschriebenen Randbedingungen und bei der Verwendung anderer Beschichtungen sollte die Übertragbarkeit zunächst experimentell abgesichert werden. Der Grund hierfür sind die noch nicht abschließend geklärten Einflussfaktoren auf den Prozess der Keimbildung und die resultierende Keimstellendichte. Es ist beispielsweise denkbar, dass Kondensationsbedingungen existieren, bei denen die Keimstellendichte weniger stark von der spezifischen Oberfläche abhängig ist und stattdessen andere Einflüsse, wie die Wandunterkühlung, in den Vordergrund treten. Unter der Annahme, dass andere Modellparameter des Wärmeübergangsmodells einen Einfluss auf die Keimstellendichte haben, stellt sich die Frage, wie sich diese Einflüsse auf den modellierten Wärmeübergang auswirken. Für eine erschöpfende Beantwortung dieser Frage sind weitere Untersuchungen über einen größeren Bereich an Randbedingungen und Beschichtungen

erforderlich. Der in Abschnitt 6.4 diskutierte Zusammenhang zwischen den Benetzungseigenschaften und der Keimstellendichte ist jedoch ein erster Ansatzpunkt, dessen Auswirkungen auf das Wärmeübergangsmodell im Folgenden diskutiert werden.

Der Zusammenhang zwischen den Benetzungseigenschaften und der Keimstellendichte ist vor allem mit Hinblick auf das Design und den Vergleich von verschiedenen Beschichtungen für die Tropfenkondensation relevant. Dieser Zusammenhang betrifft die Frage nach dem optimalen Benetzungsverhalten für eine Maximierung des Wärmeübergangs. Wie im Rahmen der Sensitivitätsanalyse in Abschnitt 4.3 gezeigt, lässt sich anhand des Wärmeübergangs feststellen, dass Kontaktwinkel im Bereich von ungefähr 70° bis 130° geeignet sind, um einen sehr hohen Wärmeübergang zu erreichen. Wenn sich der in Abschnitt 6.4 diskutierte Zusammenhang zwischen Benetzbarkeit und Keimstellendichte in weiteren Untersuchungen bestätigt, kann dies zu einer Verschiebung des optimalen Bereichs der Kontaktwinkel führen. Dieser Effekt wird im Folgenden anhand eines hypothetischen Extremfalls veranschaulicht. Hierfür wird angenommen, dass der Kontaktwinkel durch die in Abbildung 6.7 dargestellte Verminderung der Keimbildungsbarriere die Keimstellendichte unmittelbar bestimmt. Für eine beispielhafte Berechnung dieses Zusammenhangs wird die Existenz einer Funktion  $f = N_s(\theta)$  angenommen, welche die folgende Struktur aufweist:

$$N_s(\theta) = N_{s,0} e^{-m z(\theta)} \quad (6-6)$$

Der Parameter  $z(\theta)$  entspricht dabei dem Faktor zur Verminderung der Keimbildungsarbeit bei der heterogenen Kondensation. Mit Gleichung (2-16) ergibt sich für die folgende Gleichung.

$$N_s(\theta) = N_{s,0} e^{-0,25 m (2 - 3 \cos \theta + \cos^3 \theta)} \quad (6-7)$$

Mit den experimentellen Daten aus Abschnitt 6.3 lassen sich die beiden Koeffizienten zu  $N_{s,0} = 1,024 \cdot 10^{17} \text{ m}^{-2}$  und  $m = 17,26$  bestimmen. Diese Funktion ist in Abbildung 6.8 dargestellt.

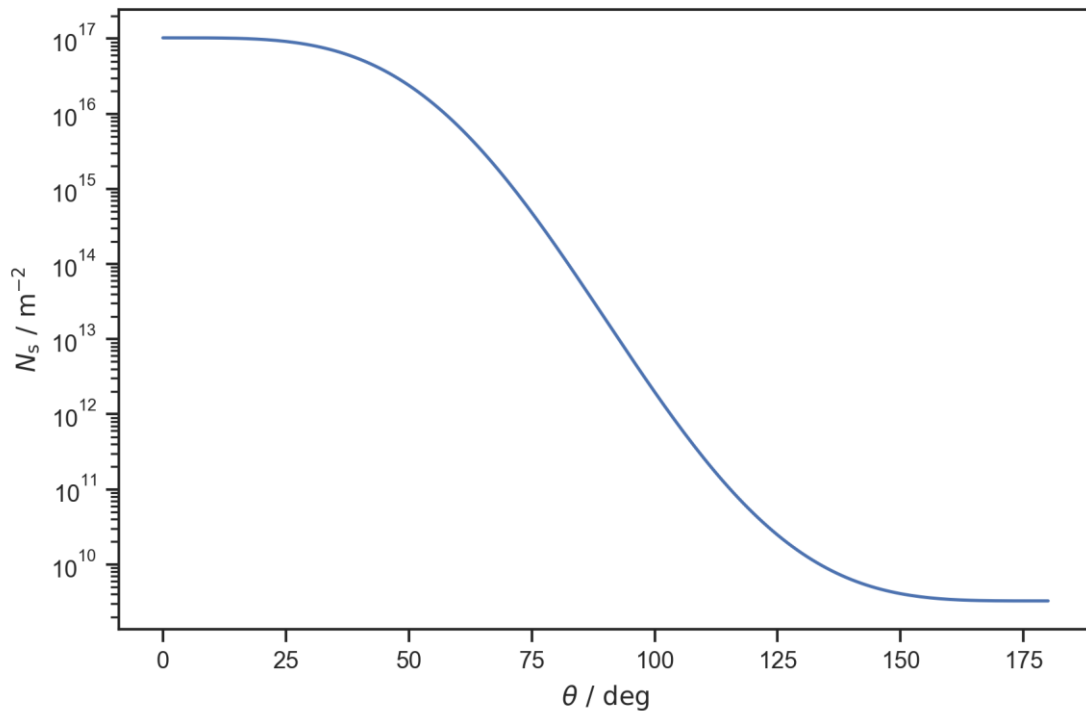


Abbildung 6.8: Angenommener Zusammenhang zwischen Kontaktwinkel  $\theta$  und Keimstellendichte  $N_s$ .

Abbildung 6.9 zeigt den Einfluss der Keimstellendichte auf den Zusammenhang zwischen Kontaktwinkel und Wärmeübergang unter den oben genannten Annahmen im Vergleich zu einer konstanten Keimstellendichte. Die Berechnung erfolgte beispielhaft anhand der Eigenschaften der PFDTES-Beschichtung mit mittleren Werten für die Keimstellendichte aus der Modellkalibrierung (vgl. Tabelle 6.5). Es ist zu sehen, dass sich in diesem Berechnungsbeispiel der Bereich der optimalen Kontaktwinkel in Richtung geringerer Kontaktwinkel verschiebt. Das Maximum des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten verschiebt sich von  $88^\circ$  zu  $78^\circ$ . Gleichzeitig sind insgesamt deutlich höhere effektive Wärmeübergangskoeffizienten erreichbar. Bei derartigen Überlegungen im Zusammenhang mit dem Design optimaler Oberflächen für die Tropfenkondensation sind stets weitere Randbedingungen zu berücksichtigen. Beispielsweise ist eine Verminderung des Kontaktwinkels nur begrenzt möglich, bevor es zur Filmkondensation kommt. Nach dem Bond-Kriterium von *Cha* et al. [161] ergibt sich anhand der Gleichungen (6-1) bis (6-3) für das Rechenbeispiel ein kritischer Kontaktwinkel von  $71^\circ$ . Bei geringeren Kontaktwinkeln ist die Bond-Zahl des größten Tropfens größer als 1,4 und es ist zu erwarten, dass Filmkondensation auftritt.

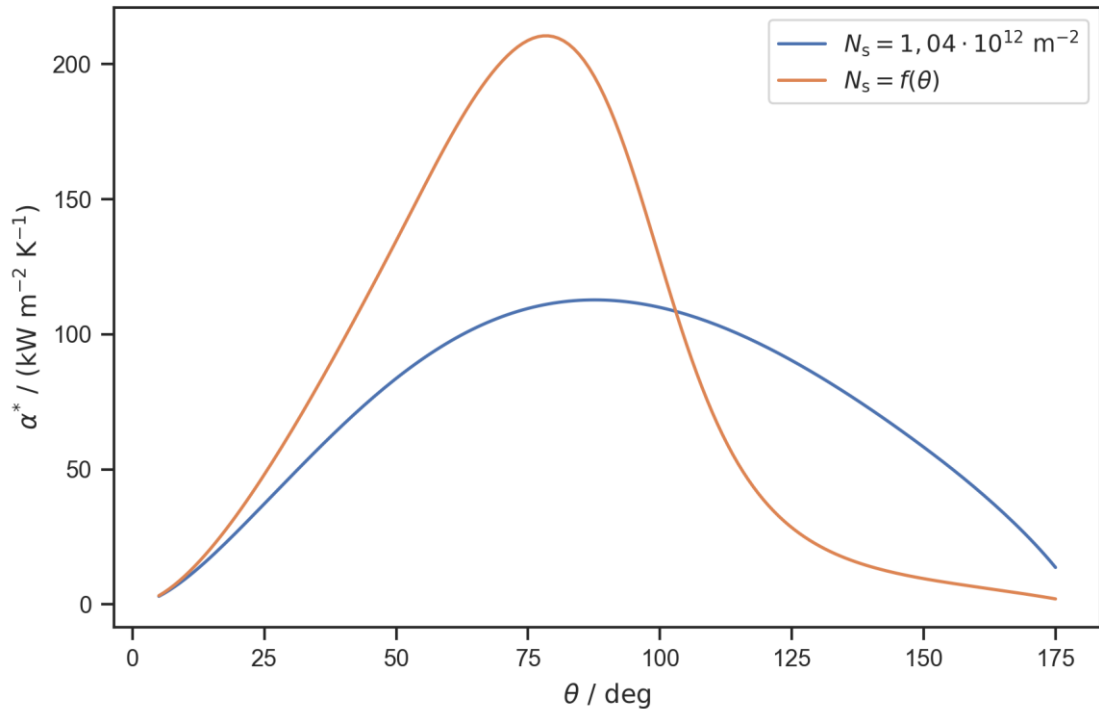


Abbildung 6.9: Beispiel für die Änderung des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha^*$  in Abhängigkeit des Kontaktwinkels  $\theta$  bei konstanter Keimstellendichte und unter Annahme einer benetzungsabhängigen Keimstellendichte nach Gleichung (6-7). Berechnung des Wärmeübergangs nach den Gleichungen in Abschnitt 4.2 mit den folgenden Modellparametern entsprechend der Eigenschaften der PFDTES-Beschichtung:  $\delta_B = 1,7 \text{ nm}$ ,  $\lambda_B = 0,26 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ ,  $p = 12,7 \text{ kPa}$ ,  $\Delta\theta = 55^\circ$ .

Das in Abbildung 6.9 dargestellte Beispiel verdeutlicht die Notwendigkeit, die grundlegenden Zusammenhänge zwischen den Beschichtungseigenschaften, der Keimstellendichte und dem Wärmeübergang weiter zu untersuchen. Die Kenntnis dieser Zusammenhänge ermöglicht das gezielte Design von Oberflächen für eine hocheffiziente Tropfenkondensation. Aufgrund der Komplexität der Keimbildungsvorgänge ist bei deren Untersuchung ein semi-empirisches Vorgehen zu empfehlen, wie es in diesem Abschnitt beispielhaft veranschaulicht ist.

## 7 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurde das Kondensationsverhalten bei der Tropfenkondensation von Wasser auf hydrophoben Dünnschichten charakterisiert. Der Schwerpunkt dabei wurde auf die bislang theoretisch und experimentell schwer zugängliche Einflussgröße der Keimstellendichte gelegt.

Anhand einer Literaturrecherche zur Modellierung des Wärmeübergangs und zur Keimbildung bei der Tropfenkondensation wurde das Wärmeübergangsmodell von *Kim* und *Kim* [85] als Grundlage für die Betrachtung der einzelnen Einflussparameter gewählt. Durch eine quantitative Sensitivitätsanalyse wurde gezeigt, dass die Keimstellendichte neben der Beschichtungsdicke der Haupteinflussfaktor auf das Modellergebnis ist. Der Grund hierfür sind die hohen Unsicherheiten, die mit dem Wert für die Keimstellendichte verbunden sind und die im Ergebnis zu hohen Unsicherheiten des Modellergebnisses führen. Es wurde dargelegt, wie der ausgeprägte Zusammenhang zwischen Keimstellendichte und modelliertem Wärmeübergang genutzt werden kann, um die Keimstellendichte mit Hilfe von Wärmeübergangsmessungen und einer Modellkalibrierung indirekt zu messen. Ein Vergleich verschiedener Szenarien in der Sensitivitätsanalyse hat gezeigt, dass diese Methode besonders für sehr dünne Beschichtungen mit Schichtdicken unter 300 nm geeignet ist.

Für die erforderlichen Wärmeübergangsmessungen wurde in Kapitel 5 ein geeignetes Messsystem beschrieben und charakterisiert. Das Messsystem ermöglicht Kondensationsversuche mit strömendem Wasserdampf ( $Re \approx 300$ ) bei einem Druck von 13 kPa. Die Kondensation findet dabei auf Kupferproben mit einer kreisförmigen Kondensationsfläche von 0,8 cm<sup>2</sup> statt, auf der sich die zu untersuchende Oberfläche befindet. Dabei werden die Wärmestromdichte und die Temperaturdifferenz zwischen Dampf und Probenoberfläche gemessen. Die Versuchsanlage ermöglicht darüber hinaus über ein Lichtmikroskop Videoaufnahmen mit einer angeschlossenen Hochgeschwindigkeitskamera. Dadurch können Tropfen ab einem Radius von ca. 1,4 µm bei einer Bildfrequenz von bis zu 37500 s<sup>-1</sup> identifiziert werden.

Es wurden Ergebnisse von Kondensationsversuchen auf polierten Kupferoberflächen und auf zwei verschiedenen hydrophoben Beschichtungen präsentiert. Um den Einfluss der Beschichtungsdicke zu minimieren, wurden dünne Beschichtungen aus Siliciumdioxid (SiO<sub>2</sub>, Schichtdicke 150 nm) und 1H,1H,2H,2H-Perfluordecyltriethoxysilan (PFDTES, Schichtdicke 1,7 nm) verwendet. Es wurde experimentell nachgewiesen, dass beide Beschichtungen zur Umsetzung von Tropfenkondensation geeignet sind und eine deutliche Steigerung des Wärmeübergangs bewirken. Der Wärmeübergang wurde anhand des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten charakterisiert, der den

zusätzlichen Wärmeleitwiderstand durch die Beschichtung berücksichtigt und somit einen direkten Vergleich zu unbeschichteten Proben ermöglicht. Durch die Umsetzung der Tropfenkondensation mit den Beschichtungen konnte der effektive Wärmeübergangskoeffizient um den Faktor 4 bis 8 im Vergleich zur Filmkondensation auf polierten Kupferoberflächen gesteigert werden.

Auf Grundlage der Ergebnisse aus den Kondensationsversuchen wurde die Keimstellendichte für die beiden Beschichtungen mit einer Modellkalibrierung bestimmt. Dabei wurden Werte von  $5,8 \cdot 10^{10} \text{ m}^{-2}$  bis  $5,1 \cdot 10^{11} \text{ m}^{-2}$  für die  $\text{SiO}_2$ -Beschichtung und  $7,3 \cdot 10^{11} \text{ m}^{-2}$  bis  $1,3 \cdot 10^{12} \text{ m}^{-2}$  für die PFDTES-Beschichtung ermittelt. Zusätzlich wurde anhand von Aufnahmen mit dem Mikroskop-Kamera-System die Keimstellendichte für beide Beschichtungen abgeschätzt. Hierbei wurden gezielt Bilder von der Initialkondensation auf freien Kondensationsflächen unmittelbar nach Abfließen eines größeren Tropfens aufgenommen. Die optisch ermittelten Werte für die Keimstellendichte sind konsistent zu den Werten, die anhand des Wärmeübergangs mittels Modellkalibrierung berechnet wurden.

Die deutlichen Unterschiede der Keimstellendichte bei gleichen Kondensationsbedingungen, die zwischen den untersuchten Beschichtungen aufgetreten sind, stützen die Hypothese einer spezifischen Keimstellendichte, die primär durch die Eigenschaften der Beschichtung definiert wird. Mögliche Ursachen für die unterschiedlichen Keimstellendichte wurden anhand der Oberflächeneigenschaften diskutiert und mit Modellansätzen aus der Literatur verglichen. Die präsentierten Messergebnisse legen den Schluss nahe, dass die Unterschiede bei der Keimstellendichte in erster Linie eine Folge der unterschiedlichen Benetzungseigenschaften der Beschichtungen sind. Durch die bessere Benetzbarkeit der PFDTES-Beschichtung im Vergleich zur  $\text{SiO}_2$ -Beschichtung wird die Keimbildung begünstigt. Dieser Effekt wurde unter Nutzung der klassischen Keimbildungstheorie näher erläutert. Schließlich wurde anhand eines Rechenbeispiels dargelegt, welche Implikationen der Zusammenhang zwischen Keimstellendichte und Benetzungseigenschaften für die Modellierung des Wärmeübergangs und das Design von Oberflächen für die Tropfenkondensation hat. Die Ergebnisse deuten darauf hin, dass unter den gegebenen Kondensationsbedingungen ein optimaler Wärmeübergang erreicht werden kann, wenn die Tropfenkondensation auf hydrophilen Oberflächen mit einer geringen Kontaktwinkelhysterese und Kontaktwinkeln im Bereich von  $70^\circ$  bis  $90^\circ$  umgesetzt wird.

Zusammenfassend wurde im Rahmen dieser Arbeit eine detaillierte Charakterisierung der Tropfenkondensation auf  $\text{SiO}_2$ - und PFDTES-Beschichtungen präsentiert. Die dabei angewandte Methodik ermöglicht zugleich eine Bestimmung der Keimstellendichte für die Tropfenkondensation auf anderen dünnen Beschichtungen und kann somit für die

systematische Weiterentwicklung entsprechender Wärmeübergangsmodelle genutzt werden. Daraus ergibt sich als möglicher Anknüpfungspunkt an die Ergebnisse dieser Arbeit die weitere Untersuchung der Keimstellendichte hinsichtlich ihrer Einflussgrößen. Ein mögliches Forschungsziel ist dabei die Ableitung von semi-empirischen Zusammenhängen zwischen Oberflächeneigenschaften und Keimstellendichte. Das Berechnungsbeispiel in Abschnitt 6.5 kann hierbei als eine erste Arbeitshypothese bezüglich des Einflusses der Benetzungseigenschaften genutzt werden. Perspektivisch ist es vorstellbar, derartige Zusammenhänge in die Wärmeübertragungsmodelle für die Tropfenkondensation zu integrieren und dadurch eine allgemeinere Anwendbarkeit der Modelle für bestimmte Klassen von Beschichtungen zu erreichen, ohne die Keimstellendichte für jeden Anwendungsfall separat zu bestimmen. Die vorliegende Arbeit liefert hierfür einen methodischen Ansatz und damit einen Beitrag zur anwendungsnahen Modellierung der Tropfenkondensation für den Einsatz in energie- und ressourceneffizienten verfahrenstechnischen Anwendungen.



# Literaturverzeichnis

- [1] W. Nusselt, „Die Oberflächenkondensation des Wasserdampfes“, *Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure*, Bd. 60, S. 541–546, 1916.
- [2] H. D. Baehr und K. Stephan, *Wärme- und Stoffübertragung*, 8. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer, 2013.
- [3] E. J. Le Fevre und J. W. Rose, „A theory of heat transfer by dropwise condensation“, in *Proceedings of the 3rd International Heat Transfer Conference*, Chicago, IL, 1966, Bd. 2, S. 362–375.
- [4] T. Young, „An Essay on the Cohesion of Fluids“, *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, Bd. 95, S. 65–87, 1805, doi: 10.1098/rstl.1805.0005.
- [5] R. N. Wenzel, „Resistance of Solid Surfaces to Wetting by Water“, *Industrial & Engineering Chemistry*, Bd. 28, Nr. 8, S. 988–994, 1936, doi: 10.1021/ie50320a024.
- [6] A. B. D. Cassie und S. Baxter, „Wettability of porous surfaces“, *Transactions of the Faraday Society*, Bd. 40, Nr. 0, S. 546–551, 1944, doi: 10.1039/TF9444000546.
- [7] L. Gao und T. J. McCarthy, „How Wenzel and Cassie Were Wrong“, *Langmuir*, Bd. 23, Nr. 7, S. 3762–3765, 2007, doi: 10.1021/la062634a.
- [8] H. Y. Erbil, „The debate on the dependence of apparent contact angles on drop contact area or three-phase contact line: A review“, *Surface Science Reports*, Bd. 69, Nr. 4, S. 325–365, 2014, doi: 10.1016/j.surfrep.2014.09.001.
- [9] H. Y. Erbil, „Practical Applications of Superhydrophobic Materials and Coatings: Problems and Perspectives“, *Langmuir*, Bd. 36, Nr. 10, S. 2493–2509, 2020, doi: 10.1021/acs.langmuir.9b03908.
- [10] R. Becker und W. Döring, „Kinetische Behandlung der Keimbildung in übersättigten Dämpfen“, *Annalen der Physik*, Bd. 416, Nr. 8, S. 719–752, 1935, doi: 10.1002/andp.19354160806.
- [11] M. Volmer, *Kinetik der Phasenbildung / mit 15 Tab. im Text*. Dresden: Steinkopff, 1939.
- [12] Y. B. Zeldovich, „On the theory of new phase formation: cavitation“, *Acta Physicochimica URSS*, Bd. 18, Nr. 1, S. 1–22, 1943.
- [13] V. I. Kalikmanov, *Nucleation Theory*, Bd. 860. Dordrecht: Springer Netherlands, 2013. doi: 10.1007/978-90-481-3643-8.
- [14] E. Schmidt, W. Schurig, und W. Sellschopp, „Versuche über die Kondensation von Wasserdampf in Film- und Tropfenform“, *Technische Mechanik und Thermodynamik*, Bd. 1, Nr. 2, S. 53–63, 1930, doi: 10.1007/BF02641051.
- [15] R. A. Erb, „Dropwise condensation on gold“, *Gold Bulletin*, Bd. 6, Nr. 1, S. 2–6, 1973, doi: 10.1007/BF03215172.
- [16] D. W. Woodruff und J. W. Westwater, „Steam condensation on electroplated gold: Effect of plating thickness“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 22, Nr. 4, S. 629–632, 1979, doi: 10.1016/0017-9310(79)90066-8.
- [17] L. C. F. Blackman, M. J. S. Dewar, und H. Hampson, „An investigation of compounds promoting the dropwise condensation of steam“, *Journal of Applied Chemistry*, Bd. 7, Nr. 4, S. 160–171, 1957, doi: 10.1002/jctb.5010070403.

- [18] D. G. Wilkins, L. A. Bromley, und S. M. Read, „Dropwise and filmwise condensation of water vapor on gold“, *AIChE Journal*, Bd. 19, Nr. 1, S. 119–123, 1973, doi: 10.1002/aic.690190117.
- [19] C. Graham und P. Griffith, „Drop size distributions and heat transfer in dropwise condensation“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 16, Nr. 2, S. 337–346, 1973, doi: 10.1016/0017-9310(73)90062-8.
- [20] M. Kollera und U. Grigull, „Untersuchung der Kondensation von Quecksilberdampf“, *Wärme - und Stoffübertragung*, Bd. 4, Nr. 4, S. 244–258, 1971, doi: 10.1007/BF01002479.
- [21] S. Necmi und J. W. Rose, „Heat-transfer measurements during dropwise condensation of mercury“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 20, Nr. 8, S. 877–881, 1977, doi: 10.1016/0017-9310(77)90117-X.
- [22] J. Niknejad und J. W. Rose, „Comparisons between experiment and theory for dropwise condensation of mercury“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 27, Nr. 12, S. 2253–2257, 1984, doi: 10.1016/0017-9310(84)90083-8.
- [23] N. V. Bakulin, M. N. Ivanovskii, V. P. Sorokin, V. I. Subbotin, und B. A. Chulkov, „Phase and diffusion resistance in the condensation of an alkali metal“, *Soviet Atomic Energy*, Bd. 22, Nr. 5, S. 518–521, 1967, doi: 10.1007/BF01175219.
- [24] S. A. Stylianou und J. W. Rose, „Drop-to-filmwise condensation transition: Heat transfer measurements for ethanediol“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 26, Nr. 5, S. 747–760, 1983, doi: 10.1016/0017-9310(83)90026-1.
- [25] Y. Utaka, A. Saito, H. Ishikawa, und H. Yanagida, „Transition from dropwise condensation to film condensation of propylene glycol ethylene glycol, and glycerol vapors“, in *Proceedings of 2nd ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference*, 1987, Bd. 4, S. 377–384.
- [26] Y. Utaka, R. Kubo, und K. Ishii, „Heat Transfer Characteristics of Condensation of Vapor on a Lyophobic Surface“, in *Proceedings of 10th International Heat Transfer Conference*, 1994, Bd. 3, S. 401–406.
- [27] Q. Zhao und B. M. Burnside, „Dropwise condensation of steam on ion implanted condenser surfaces“, *Heat Recovery Systems and CHP*, Bd. 14, Nr. 5, S. 525–534, 1994, doi: 10.1016/0890-4332(94)90055-8.
- [28] D. A. McNeil, B. M. Burnside, und G. Cuthbertson, „Dropwise condensation of steam on a small tube bundle at turbine condenser conditions“, *Experimental heat transfer*, Bd. 13, Nr. 2, S. 89–105, 2000, doi: 10.1080/089161500269481.
- [29] I. Tanasawa, „Advances in condensation heat transfer“, *Advances in heat transfer*, Bd. 21, S. 55–139, 1991, doi: DOI: 10.1016/S0065-2717(08)70334-4.
- [30] X. Ma, J. W. Rose, D. Xu, J. Lin, und B. Wang, „Advances in dropwise condensation heat transfer: Chinese research“, *Chemical Engineering Journal*, Bd. 78, Nr. 2–3, S. 87–93, 2000, doi: 10.1016/S1385-8947(00)00155-8.
- [31] J. W. Rose, „Dropwise condensation theory and experiment: A review“, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Journal of Power and Energy*, Bd. 216, Nr. 2, S. 115–128, 2002, doi: 10.1243/09576500260049034.
- [32] T. Onda, S. Shibuichi, N. Satoh, und K. Tsujii, „Super-Water-Repellent Fractal Surfaces“, *Langmuir*, Bd. 12, Nr. 9, S. 2125–2127, 1996, doi: 10.1021/la950418o.

- [33] S. Shibuichi, T. Onda, N. Satoh, und K. Tsujii, „Super Water-Repellent Surfaces Resulting from Fractal Structure“, *The Journal of Physical Chemistry*, Bd. 100, Nr. 50, S. 19512–19517, 1996, doi: 10.1021/jp9616728.
- [34] W. Barthlott und C. Neinhuis, „Purity of the sacred lotus, or escape from contamination in biological surfaces“, *Planta*, Bd. 202, Nr. 1, S. 1–8, 1997, doi: 10.1007/s004250050096.
- [35] R. Carriveau, A. Edrissy, P. Cadieux, und R. Mailloux, „Ice Adhesion Issues in Renewable Energy Infrastructure“, *Journal of Adhesion Science and Technology*, Bd. 26, Nr. 4–5, S. 447–461, 2012, doi: 10.1163/016942411X574592.
- [36] F. Cucchiella und I. D’Adamo, „Estimation of the energetic and environmental impacts of a roof-mounted building-integrated photovoltaic systems“, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Bd. 16, Nr. 7, S. 5245–5259, 2012, doi: 10.1016/j.rser.2012.04.034.
- [37] B. P. Jelle, „The challenge of removing snow downfall on photovoltaic solar cell roofs in order to maximize solar energy efficiency—Research opportunities for the future“, *Energy and Buildings*, Bd. 67, S. 334–351, 2013, doi: 10.1016/j.enbuild.2013.08.010.
- [38] J. L. Laforte, M. A. Allaire, und J. Laflamme, „State-of-the-art on power line de-icing“, *Atmospheric Research*, Bd. 46, Nr. 1–2, S. 143–158, 1998, doi: 10.1016/S0169-8095(97)00057-4.
- [39] X. Yao, Y. Song, und L. Jiang, „Applications of Bio-Inspired Special Wetttable Surfaces“, *Advanced Materials*, Bd. 23, Nr. 6, S. 719–734, 2011, doi: 10.1002/adma.201002689.
- [40] M. L. Carman *u. a.*, „Engineered antifouling microtopographies – correlating wettability with cell attachment“, *Biofouling*, Bd. 22, Nr. 1, S. 11–21, 2006, doi: 10.1080/08927010500484854.
- [41] M. R. Malayeri, A. Al-Janabi, und H. Müller-Steinhagen, „Application of nano-modified surfaces for fouling mitigation“, *International Journal of Energy Research*, Bd. 33, Nr. 13, S. 1101–1113, 2009, doi: 10.1002/er.1599.
- [42] J. Genzer und K. Efimenko, „Recent developments in superhydrophobic surfaces and their relevance to marine fouling: a review“, *Biofouling*, Bd. 22, Nr. 5, S. 339–360, 2006, doi: 10.1080/08927010600980223.
- [43] E. Forrest, E. Williamson, J. Buongiorno, L.-W. Hu, M. Rubner, und R. Cohen, „Augmentation of nucleate boiling heat transfer and critical heat flux using nanoparticle thin-film coatings“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 53, Nr. 1–3, S. 58–67, 2010, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2009.10.008.
- [44] H. J. Cho, D. J. Preston, Y. Zhu, und E. N. Wang, „Nanoengineered materials for liquid–vapour phase-change heat transfer“, *Nature Reviews Materials*, Bd. 2, S. 16092, 2016, doi: 10.1038/natrevmats.2016.92.
- [45] „Dropwise Condensation (All Fields) – 1,143 – Web of Science Core Collection“. <https://www.webofscience.com/wos/woscc/summary/ddf65a15-1941-4967-bd53-81297ffaec74-0012f8cc/relevance/1> (zugegriffen Juli 02, 2021).
- [46] D. Attinger *u. a.*, „Surface engineering for phase change heat transfer: A review“, *MRS Energy & Sustainability*, Bd. 1, 2014, doi: 10.1557/mre.2014.9.

- [47] M. Ahlers, A. Buck-Emden, und H.-J. Bart, „Is dropwise condensation feasible? A review on surface modifications for continuous dropwise condensation and a profitability analysis“, *Journal of Advanced Research*, 2018, doi: 10.1016/j.jare.2018.11.004.
- [48] T. Nishino, M. Meguro, K. Nakamae, M. Matsushita, und Y. Ueda, „The Lowest Surface Free Energy Based on –CF<sub>3</sub> Alignment“, *Langmuir*, Bd. 15, Nr. 13, S. 4321–4323, 1999, doi: 10.1021/la981727s.
- [49] J. M. Mabry, A. Vij, S. T. Iacono, und B. D. Viers, „Fluorinated Polyhedral Oligomeric Silsesquioxanes (F-POSS)“, *Angewandte Chemie*, Bd. 120, Nr. 22, S. 4205–4208, 2008, doi: 10.1002/ange.200705355.
- [50] S. S. Chhatre u. a., „Fluoroalkylated Silicon-Containing Surfaces-Estimation of Solid-Surface Energy“, *ACS Applied Materials & Interfaces*, Bd. 2, Nr. 12, S. 3544–3554, 2010, doi: 10.1021/am100729j.
- [51] A. T. Paxson, J. L. Yagüe, K. K. Gleason, und K. K. Varanasi, „Stable Dropwise Condensation for Enhancing Heat Transfer via the Initiated Chemical Vapor Deposition (iCVD) of Grafted Polymer Films“, *Advanced Materials*, Bd. 26, Nr. 3, S. 418–423, 2014, doi: 10.1002/adma.201303065.
- [52] M. P. Bonnar, B. M. Burnside, A. Little, R. L. Reuben, und J. I. B. Wilson, „Plasma Polymer Films for Dropwise Condensation of Steam“, *Chemical Vapor Deposition*, Bd. 3, Nr. 4, S. 201–207, 1997, doi: 10.1002/cvde.19970030408.
- [53] D. Glöss u. a., „Plasma deposition of hydrophobic coatings on structured surfaces for condensation and heat transfer applications“, in *13th International Conference on Plasma Surface Engineering*, Garmisch-Partenkirchen, 2012, S. 64–67.
- [54] C.-H. Lu u. a., „Heat transfer model of dropwise condensation and experimental validation for surface with coating and groove at low pressure“, *Heat and Mass Transfer*, Bd. 52, Nr. 1, S. 113–126, 2016, doi: 10.1007/s00231-015-1641-0.
- [55] G. Koch, D. C. Zhang, A. Leipertz, M. Grischke, K. Trojan, und H. Dimigen, „Study on plasma enhanced CVD coated material to promote dropwise condensation of steam“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 41, Nr. 13, S. 1899–1906, 1998, doi: 10.1016/S0017-9310(97)00356-6.
- [56] S. Vemuri, K. J. Kim, B. D. Wood, S. Govindaraju, und T. W. Bell, „Long term testing for dropwise condensation using self-assembled monolayer coatings of n-octadecyl mercaptan“, *Applied Thermal Engineering*, Bd. 26, Nr. 4, S. 421–429, 2006, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2005.05.022.
- [57] L. Zhong, M. Xuehu, W. Sifang, W. Mingzhe, und L. Xiaonan, „Effects of surface free energy and nanostructures on dropwise condensation“, *Chemical Engineering Journal*, Bd. 156, Nr. 3, S. 546–552, 2010, doi: 10.1016/j.cej.2009.04.007.
- [58] D. J. Preston, D. L. Mafra, N. Miljkovic, J. Kong, und E. N. Wang, „Scalable Graphene Coatings for Enhanced Condensation Heat Transfer“, *Nano Letters*, Bd. 15, Nr. 5, S. 2902–2909, 2015, doi: 10.1021/nl504628s.
- [59] C.-H. Chen u. a., „Dropwise condensation on superhydrophobic surfaces with two-tier roughness“, *Applied Physics Letters*, Bd. 90, Nr. 17, S. 173108, 2007, doi: 10.1063/1.2731434.

- [60] T. Liu, W. Sun, X. Sun, und H. Ai, „Thermodynamic Analysis of the Effect of the Hierarchical Architecture of a Superhydrophobic Surface on a Condensed Drop State“, *Langmuir*, Bd. 26, Nr. 18, S. 14835–14841, 2010, doi: 10.1021/la101845t.
- [61] R. Enright, N. Miljkovic, A. Al-Obeidi, C. V. Thompson, und E. N. Wang, „Condensation on superhydrophobic surfaces: The role of local energy barriers and structure length scale“, *Langmuir*, Bd. 28, Nr. 40, S. 14424–14432, 2012.
- [62] H. Jo *u. a.*, „Loss of superhydrophobicity of hydrophobic micro/nano structures during condensation“, *Scientific Reports*, Bd. 5, S. 9901, 2015, doi: 10.1038/srep09901.
- [63] M. Callies und D. Quere, „On water repellency“, *Soft Matter*, Bd. 1, Nr. 1, S. 55–61, 2005, doi: 10.1039/B501657F.
- [64] A. Lafuma und D. Quéré, „Superhydrophobic states“, *Nature Materials*, Bd. 2, Nr. 7, S. 457–460, 2003, doi: 10.1038/nmat924.
- [65] R. D. Narhe und D. A. Beysens, „Nucleation and Growth on a Superhydrophobic Grooved Surface“, *Physical Review Letters*, Bd. 93, Nr. 7, S. 076103, 2004, doi: 10.1103/PhysRevLett.93.076103.
- [66] K. A. Wier und T. J. McCarthy, „Condensation on Ultrahydrophobic Surfaces and Its Effect on Droplet Mobility: Ultrahydrophobic Surfaces Are Not Always Water Repellant“, *Langmuir*, Bd. 22, Nr. 6, S. 2433–2436, 2006, doi: 10.1021/la0525877.
- [67] T. Liu, W. Sun, X. Li, X. Sun, und H. Ai, „Growth modes of condensates on nano-textured surfaces and mechanism of partially wetted droplet formation“, *Soft Matter*, Bd. 9, Nr. 41, S. 9807–9815, 2013, doi: 10.1039/C3SM51762D.
- [68] H. F. Bohn und W. Federle, „Insect aquaplaning: Nepenthes pitcher plants capture prey with the peristome, a fully wettable water-lubricated anisotropic surface“, *Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America*, Bd. 101, Nr. 39, S. 14138–14143, 2004.
- [69] A. Lafuma und D. Quéré, „Slippery pre-suffused surfaces“, *EPL (Europhysics Letters)*, Bd. 96, Nr. 5, S. 56001, 2011, doi: 10.1209/0295-5075/96/56001.
- [70] T.-S. Wong *u. a.*, „Bioinspired self-repairing slippery surfaces with pressure-stable omniphobicity“, *Nature*, Bd. 477, Nr. 7365, S. 443–447, 2011, doi: 10.1038/nature10447.
- [71] S. Anand, A. T. Paxson, R. Dhiman, J. D. Smith, und K. K. Varanasi, „Enhanced Condensation on Lubricant-Impregnated Nanotextured Surfaces“, *ACS Nano*, Bd. 6, Nr. 11, S. 10122–10129, 2012, doi: 10.1021/nn303867y.
- [72] R. Xiao, N. Miljkovic, R. Enright, und E. N. Wang, „Immersion Condensation on Oil-Infused Heterogeneous Surfaces for Enhanced Heat Transfer“, *Scientific Reports*, Bd. 3, S. 1988, 2013, doi: 10.1038/srep01988.
- [73] K. Rykaczewski *u. a.*, „Dropwise Condensation of Low Surface Tension Fluids on Omniphobic Surfaces“, *Scientific Reports*, Bd. 4, S. 4158, 2014, doi: 10.1038/srep04158.
- [74] D. J. Preston, Y. Song, Z. Lu, D. S. Antao, und E. N. Wang, „Design of Lubricant Infused Surfaces“, *ACS Applied Materials & Interfaces*, Bd. 9, Nr. 48, S. 42383–42392, 2017, doi: 10.1021/acsami.7b14311.

- [75] D. J. Preston *u. a.*, „Heat Transfer Enhancement During Water and Hydrocarbon Condensation on Lubricant Infused Surfaces“, *Scientific Reports*, Bd. 8, Nr. 1, S. 540, 2018, doi: 10.1038/s41598-017-18955-x.
- [76] R. Enright, N. Miljkovic, J. L. Alvarado, K. Kim, und J. W. Rose, „Dropwise Condensation on Micro- and Nanostructured Surfaces“, *Nanoscale and Microscale Thermophysical Engineering*, Bd. 18, Nr. 3, S. 223–250, 2014, doi: 10.1080/15567265.2013.862889.
- [77] P. Zhang und F. Y. Lv, „A review of the recent advances in superhydrophobic surfaces and the emerging energy-related applications“, *Energy*, Bd. 82, S. 1068–1087, 2015, doi: 10.1016/j.energy.2015.01.061.
- [78] A. Shahriari, P. Birbarah, J. Oh, N. Miljkovic, und V. Bahadur, „Electric Field-Based Control and Enhancement of Boiling and Condensation“, *Nanoscale and Microscale Thermophysical Engineering*, S. 1–20, 2016, doi: 10.1080/15567265.2016.1253630.
- [79] J. Sablowski, S. Unz, und M. Beckmann, „Dropwise Condensation on Advanced Functional Surfaces – Theory and Experimental Setup“, *Chemical Engineering & Technology*, Bd. 40, Nr. 11, S. 1966–1974, 2017, doi: 10.1002/ceat.201700160.
- [80] J. Ma, S. Sett, H. Cha, X. Yan, und N. Miljkovic, „Recent developments, challenges, and pathways to stable dropwise condensation: A perspective“, *Applied Physics Letters*, Bd. 116, Nr. 26, S. 260501, 2020, doi: 10.1063/5.0011642.
- [81] B. El Fil, G. Kini, und S. Garimella, „A review of dropwise condensation: Theory, modeling, experiments, and applications“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 160, S. 120172, 2020, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.120172.
- [82] J. Wang, Z. Ma, G. Li, B. Sundén, und J. Yan, „Improved modeling of heat transfer in dropwise condensation“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 155, S. 119719, 2020, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.119719.
- [83] J. Ahrendts, „Der Wärmeleitwiderstand eines Kondensattropfens“, *Wärme - und Stoffübertragung*, Bd. 5, Nr. 4, S. 239–244, 1972, doi: 10.1007/BF01106920.
- [84] S. S. Sadhal und W. W. Martin, „Heat transfer through drop condensate using differential inequalities“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 20, Nr. 12, S. 1401–1407, 1977, doi: 10.1016/0017-9310(77)90037-0.
- [85] S. Kim und K. J. Kim, „Dropwise Condensation Modeling Suitable for Superhydrophobic Surfaces“, *Journal of Heat Transfer*, Bd. 133, Nr. 8, S. 081502–081502, 2011, doi: 10.1115/1.4003742.
- [86] N. Miljkovic, R. Enright, und E. N. Wang, „Effect of Droplet Morphology on Growth Dynamics and Heat Transfer during Condensation on Superhydrophobic Nanostructured Surfaces“, *ACS Nano*, Bd. 6, Nr. 2, S. 1776–1785, 2012, doi: 10.1021/nn205052a.
- [87] N. Miljkovic, R. Enright, und E. N. Wang, „Modeling and Optimization of Superhydrophobic Condensation“, *Journal of Heat Transfer-Transactions of the Asme*, Bd. 135, Nr. 11, S. 111004, 2013, doi: 10.1115/1.4024597.
- [88] H. Kim und Y. Nam, „Condensation behaviors and resulting heat transfer performance of nano-engineered copper surfaces“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 93, S. 286–292, 2016, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.09.079.

- [89] H. Tanaka, „A Theoretical Study of Dropwise Condensation“, *Journal of Heat Transfer*, Bd. 97, Nr. 1, S. 72–78, 1975, doi: 10.1115/1.3450291.
- [90] H. W. Wen und R. M. Jer, „On the heat transfer in dropwise condensation“, *The Chemical Engineering Journal*, Bd. 12, Nr. 3, S. 225–231, 1976, doi: 10.1016/0300-9467(76)87016-5.
- [91] X. Liu und P. Cheng, „Dropwise condensation theory revisited Part II. Droplet nucleation density and condensation heat flux“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 83, S. 842–849, 2015, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2014.11.008.
- [92] R. Parin u. a., „Heat transfer and droplet population during dropwise condensation on durable coatings“, *Applied Thermal Engineering*, Bd. 179, S. 115718, 2020, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2020.115718.
- [93] J. R. Maa, „Drop size distribution and heat flux of dropwise condensation“, *The Chemical Engineering Journal*, Bd. 16, Nr. 3, S. 171–176, 1978, doi: 10.1016/0300-9467(78)85052-7.
- [94] M. Abu-Orabi, „Modeling of heat transfer in dropwise condensation“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 41, Nr. 1, S. 81–87, 1998, doi: 10.1016/S0017-9310(97)00094-X.
- [95] L. Zhang u. a., „Nucleation Site Distribution Probed by Phase-Enhanced Environmental Scanning Electron Microscopy“, *Cell Reports Physical Science*, S. 100262, 2020, doi: 10.1016/j.xcrp.2020.100262.
- [96] Y. Maeda, F. Lv, P. Zhang, Y. Takata, und D. Orejon, „Condensate Droplet Size Distribution and Heat Transfer on Hierarchical Slippery Lubricant Infused Porous Surfaces“, *Applied Thermal Engineering*, S. 115386, 2020, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2020.115386.
- [97] L. Tianqing, M. Chunfeng, S. Xiangyu, und X. Songbai, „Mechanism study on formation of initial condensate droplets“, *AIChE Journal*, Bd. 53, Nr. 4, S. 1050–1055, 2007.
- [98] S. Khandekar und K. Muralidhar, *Drop Dynamics and Dropwise Condensation on Textured Surfaces*. Springer International Publishing, 2020. doi: 10.1007/978-3-030-48461-3.
- [99] G. Tammann und W. Boehme, „Die Zahl der Wassertröpfchen bei der Kondensation auf verschiedenen festen Stoffen“, *Annalen der Physik*, Bd. 414, Nr. 1, S. 77–80, 1935, doi: 10.1002/andp.19354140108.
- [100] R. Enright, N. Miljkovic, N. Dou, Y. Nam, und E. N. Wang, „Condensation on Superhydrophobic Copper Oxide Nanostructures“, *Journal of Heat Transfer*, Bd. 135, S. 091304, 2013, doi: 10.1115/1.4024424.
- [101] R. N. Leach, F. Stevens, S. C. Langford, und J. T. Dickinson, „Dropwise Condensation: Experiments and Simulations of Nucleation and Growth of Water Drops in a Cooling System“, *Langmuir*, Bd. 22, Nr. 21, S. 8864–8872, 2006, doi: 10.1021/la061901+.
- [102] P. B. Weisensee, Y. Wang, Q. Hongliang, D. Schultz, W. P. King, und N. Miljkovic, „Condensate droplet size distribution on lubricant-infused surfaces“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 109, S. 187–199, 2017, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.01.119.

- [103] B. Qi, J. Wei, L. Zhang, und H. Xu, „A fractal dropwise condensation heat transfer model including the effects of contact angle and drop size distribution“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 83, S. 259–272, 2015, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2014.11.083.
- [104] J. W. Rose, „Further aspects of dropwise condensation theory“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 19, Nr. 12, S. 1363–1370, 1976, doi: 10.1016/0017-9310(76)90064-8.
- [105] K. K. Varanasi, M. Hsu, N. Bhate, W. Yang, und T. Deng, „Spatial control in the heterogeneous nucleation of water“, *Applied Physics Letters*, Bd. 95, Nr. 9, S. 094101, 2009, doi: 10.1063/1.3200951.
- [106] X. Liu und P. Cheng, „Dropwise condensation theory revisited: Part I. Droplet nucleation radius“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 83, S. 833–841, 2015, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2014.11.009.
- [107] W. Kast, „Bedeutung der Keimbildung und der instationären Wärmeübertragung für den Wärmeübergang bei Blasenverdampfung und Tropfenkondensation“, *Chemie Ingenieur Technik*, Bd. 36, Nr. 9, S. 933–940, 1964, doi: 10.1002/cite.330360907.
- [108] H. Wenzel, „Erweiterte Theorie des Wärmeübergangs bei Tropfenkondensation“, *Wärme - und Stoffübertragung*, Bd. 2, Nr. 1, S. 6–18, 1969, doi: 10.1007/BF00749288.
- [109] C. H. Wang und V. K. Dhir, „Effect of Surface Wettability on Active Nucleation Site Density During Pool Boiling of Water on a Vertical Surface“, *Journal of Heat Transfer*, Bd. 115, Nr. 3, S. 659–669, 1993, doi: 10.1115/1.2910737.
- [110] A. Luke und D. Gorenflo, „Heat transfer and size distribution of active nucleation sites in boiling propane outside a tube“, *International Journal of Thermal Sciences*, Bd. 39, Nr. 9, S. 919–930, 2000, doi: 10.1016/S1290-0729(00)01189-3.
- [111] I. L. Piro, W. Rohsenow, und S. S. Doerffer, „Nucleate pool-boiling heat transfer. I: review of parametric effects of boiling surface“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 47, Nr. 23, S. 5033–5044, 2004, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2004.06.019.
- [112] A. Luke, „Interactions between bubble formation and heating surface in nucleate boiling“, *Experimental Thermal and Fluid Science*, Bd. 35, Nr. 5, S. 753–761, 2011, doi: 10.1016/j.expthermflusci.2010.08.020.
- [113] G. Liang und I. Mudawar, „Review of pool boiling enhancement by surface modification“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 128, S. 892–933, 2019, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.09.026.
- [114] K. Stephan, *Wärmeübergang beim Kondensieren und beim Sieden*. Berlin, Heidelberg, New York, London, Paris, Tokyo: Springer, 1988.
- [115] Q. Sheng, J. Sun, Q. Wang, W. Wang, und H. S. Wang, „On the onset of surface condensation: formation and transition mechanisms of condensation mode“, *Scientific Reports*, Bd. 6, S. 30764, 2016, doi: 10.1038/srep30764.
- [116] M. Jakob, *Heat Transfer in Evaporation and Condensation*. University of Illinois, 1937.
- [117] A. Ashrafi und A. Moosavi, „Droplet condensation on chemically homogeneous and heterogeneous surfaces“, *Journal of Applied Physics*, Bd. 120, Nr. 12, S. 124901, 2016, doi: 10.1063/1.4962645.



- [118] J. L. McCormick und J. W. Westwater, „Nucleation sites for dropwise condensation“, *Chemical Engineering Science*, Bd. 20, Nr. 12, S. 1021–1036, 1965, doi: 10.1016/0009-2509(65)80104-X.
- [119] S. Anand, K. Rykaczewski, S. B. Subramanyam, D. Beysens, und K. K. Varanasi, „How droplets nucleate and grow on liquids and liquid impregnated surfaces“, *Soft Matter*, Bd. 11, Nr. 1, S. 69–80, 2015, doi: 10.1039/C4SM01424C.
- [120] C. Graham, „The limiting heat transfer mechanisms of dropwise condensation.“, Dissertation, Massachusetts Institute of Technology, 1969. Zugegriffen: Jan. 11, 2021. [Online]. Verfügbar unter: <https://calhoun.nps.edu/handle/10945/12554>
- [121] I. Tanasawa und J. Ochiai, „Experimental Study on Dropwise Condensation“, *Bulletin of JSME*, Bd. 16, Nr. 98, S. 1184–1197, 1973, doi: 10.1299/jsme1958.16.1184.
- [122] M. Mirafiori, R. Parin, S. Bortolin, und D. D. Col, „Experimental analysis of drop-size density distribution during dropwise condensation of steam“, *Journal of Physics: Conference Series*, Bd. 1599, S. 012011, 2020, doi: 10.1088/1742-6596/1599/1/012011.
- [123] S. Sorooshian und F. Arfi, „Response surface parameter sensitivity analysis methods for postcalibration studies“, *Water Resources Research*, Bd. 18, Nr. 5, S. 1531–1538, 1982, doi: <https://doi.org/10.1029/WR018i005p01531>.
- [124] C. Moore und J. Doherty, „Role of the calibration process in reducing model predictive error“, *Water Resources Research*, Bd. 41, Nr. 5, 2005, doi: <https://doi.org/10.1029/2004WR003501>.
- [125] K. van Werkhoven, T. Wagener, P. Reed, und Y. Tang, „Sensitivity-guided reduction of parametric dimensionality for multi-objective calibration of watershed models“, *Advances in Water Resources*, Bd. 32, Nr. 8, S. 1154–1169, 2009, doi: 10.1016/j.advwatres.2009.03.002.
- [126] P. Mendes und D. Kell, „Non-linear optimization of biochemical pathways: applications to metabolic engineering and parameter estimation.“, *Bioinformatics*, Bd. 14, Nr. 10, S. 869–883, 1998, doi: 10.1093/bioinformatics/14.10.869.
- [127] A. Kremling, *Kompendium Systembiologie: Mathematische Modellierung und Modellanalyse*, 2012. Aufl. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2011.
- [128] J. Sun, J. M. Garibaldi, und C. Hodgman, „Parameter Estimation Using Metaheuristics in Systems Biology: A Comprehensive Review“, *IEEE/ACM Transactions on Computational Biology and Bioinformatics*, Bd. 9, Nr. 1, S. 185–202, 2012, doi: 10.1109/TCBB.2011.63.
- [129] L. R. Glicksman und A. W. Hunt Jr., „Numerical simulation of dropwise condensation“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 15, Nr. 11, S. 2251–2269, 1972, doi: 10.1016/0017-9310(72)90046-4.
- [130] L. Zhang, Z. Xu, Z. Lu, J. Du, und E. N. Wang, „Size distribution theory for jumping-droplet condensation“, *Applied Physics Letters*, Bd. 114, Nr. 16, S. 163701, 2019, doi: 10.1063/1.5081053.
- [131] F. Pianosi u. a., „Sensitivity analysis of environmental models: A systematic review with practical workflow“, *Environmental Modelling & Software*, Bd. 79, S. 214–232, 2016, doi: 10.1016/j.envsoft.2016.02.008.

- [132] T. Homma und A. Saltelli, „Importance measures in global sensitivity analysis of nonlinear models“, *Reliability Engineering & System Safety*, Bd. 52, Nr. 1, S. 1–17, 1996, doi: 10.1016/0951-8320(96)00002-6.
- [133] S. O. Han, „Varianzbasierte Sensitivitätsanalyse als Beitrag zur Bewertung der Zuverlässigkeit adaptiver Struktursysteme“, Dissertation, Technische Universität, Darmstadt, 2011. Zugegriffen: Apr. 21, 2020. [Online]. Verfügbar unter: <https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/2598/>
- [134] A. Saltelli, „Making best use of model evaluations to compute sensitivity indices“, *Computer Physics Communications*, Bd. 145, Nr. 2, S. 280–297, 2002, doi: 10.1016/S0010-4655(02)00280-1.
- [135] A. Saltelli, P. Annoni, I. Azzini, F. Campolongo, M. Ratto, und S. Tarantola, „Variance based sensitivity analysis of model output. Design and estimator for the total sensitivity index“, *Computer Physics Communications*, Bd. 181, Nr. 2, S. 259–270, 2010, doi: 10.1016/j.cpc.2009.09.018.
- [136] J. Sablowski, *DWCmod: Version 1.3.1*. Zenodo, 2021. doi: 10.5281/zenodo.4568795.
- [137] I. M. Sobol', „Global sensitivity indices for nonlinear mathematical models and their Monte Carlo estimates“, *Mathematics and Computers in Simulation*, Bd. 55, Nr. 1, S. 271–280, 2001, doi: 10.1016/S0378-4754(00)00270-6.
- [138] J. Herman und W. Usher, „SALib: An open-source python library for sensitivity analysis“, *The Journal of Open Source Software*, Bd. 2, Nr. 9, S. 97, 2017, doi: 10.21105/joss.00097.
- [139] J. Sablowski, *DWCsensitivity: Version 1.3*. Zenodo, 2021. doi: 10.5281/zenodo.4625819.
- [140] W. M. Haynes, D. R. Lide, und T. J. Bruno, *CRC Handbook of Chemistry and Physics*, 97. Aufl. Boca Raton, London, New York: CRC Press, 2017.
- [141] H. C. Chang u. a., „Composite Structured Surfaces for Durable Dropwise Condensation“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, S. 119890, 2020, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.119890.
- [142] J. Sablowski, R. Schwurack, G. Hegeholz, S. Unz, und M. Beckmann, „Wärmeübergang bei Tropfenkondensation: messtechnische Aspekte der Bewertung funktionalisierter Oberflächen“, gehalten auf der Jahrestreffen der ProcessNet-Fachgruppe Wärme- und Stoffübertragung, Erfurt, März 2020.
- [143] J. Sablowski, S. Unz, und M. Beckmann, „Global sensitivity analysis of a pure steam dropwise condensation heat transfer model“, gehalten auf der 8th European Thermal Sciences Conference, Lissabon/Virtual Conference, Sep. 2021.
- [144] I. H. Bell, J. Wronski, S. Quoilin, und V. Lemort, „Pure and Pseudo-pure Fluid Thermophysical Property Evaluation and the Open-Source Thermophysical Property Library CoolProp“, *Industrial & Engineering Chemistry Research*, Bd. 53, Nr. 6, S. 2498–2508, 2014, doi: 10.1021/ie4033999.
- [145] P. T. Boggs und J. E. Rogers, „Orthogonal distance regression“, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD, NISTIR 89-4197, 1989. Zugegriffen: Okt. 20, 2021. [Online]. Verfügbar unter: <https://nvlpubs.nist.gov/nistpubs/Legacy/IR/nistir89-4197.pdf>

- [146] P. Virtanen *u. a.*, „SciPy 1.0: fundamental algorithms for scientific computing in Python“, *Nature Methods*, Bd. 17, Nr. 3, S. 261–272, 2020, doi: 10.1038/s41592-019-0686-2.
- [147] Deutsches Kupferinstitut, „DKI Werkstoff-Datenblätter - Cu-ETP“. 2005. Zugegriffen: Juni 27, 2021. [Online]. Verfügbar unter: <https://www.kupferinstitut.de/wp-content/uploads/2019/11/Cu-ETP.pdf>
- [148] E. Bormashenko, „Wetting of real solid surfaces: new glance on well-known problems“, *Colloid and Polymer Science*, Bd. 291, Nr. 2, S. 339–342, 2013, doi: 10.1007/s00396-012-2778-8.
- [149] F. J. M. Ruiz-Cabello, M. A. Rodríguez-Valverde, und M. A. Cabrerizo-Vílchez, „Equilibrium contact angle or the most-stable contact angle?“, *Advances in Colloid and Interface Science*, Bd. 206, S. 320–327, 2014, doi: 10.1016/j.cis.2013.09.003.
- [150] M. Schmitt, K. Groß, J. Grub, und F. Heib, „Detailed statistical contact angle analyses; “slow moving” drops on inclining silicon-oxide surfaces“, *Journal of Colloid and Interface Science*, Bd. 447, S. 229–239, 2015, doi: 10.1016/j.jcis.2014.10.047.
- [151] J. V. Beck, B. Blackwell, und C. R. St. Clair, *Inverse Heat Conduction: Ill-Posed Problems*. New York, Chichester, Brisbane, Toronto, Singapur: John Wiley & Sons, 1985.
- [152] M. N. Ozisik und H. R. Orlande, *Inverse Heat Transfer: Fundamentals and Applications*. Boca Raton: Routledge, 2018.
- [153] Deutsches Kupferinstitut, „DKI Werkstoff-Datenblätter - CuSn12-C“. Juni 07, 2006. Zugegriffen: Sep. 27, 2019. [Online]. Verfügbar unter: [https://www.kupferinstitut.de/fileadmin/user\\_upload/kupferinstitut.de/de/Documents/Shop/Verlag/Downloads/Werkstoffe/Datenblaetter/Bronze/CuSn12-C.pdf](https://www.kupferinstitut.de/fileadmin/user_upload/kupferinstitut.de/de/Documents/Shop/Verlag/Downloads/Werkstoffe/Datenblaetter/Bronze/CuSn12-C.pdf)
- [154] ISO Internationale Organisation für Normung, *ISO/IEC Guide 98-3 Uncertainty of measurement - Part 3: Guide to the expression of uncertainty in measurement (GUM:1995)*. Berlin, Wien, Zürich: Beuth Verlag GmbH, 2008.
- [155] E. O. Lebigot, *Uncertainties: a Python package for calculations with uncertainties*. 2019. Zugegriffen: Okt. 20, 2021. [Online]. Verfügbar unter: <http://pythonhosted.org/uncertainties/>
- [156] J. Zeng *u. a.*, „Measurement of High-temperature Thermophysical Properties of Bulk and Coatings Using Modulated Photothermal Radiometry“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 170, S. 120989, 2021, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2021.120989.
- [157] E. Citakoglu und J. W. Rose, „Dropwise condensation—some factors influencing the validity of heat-transfer measurements“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 11, Nr. 3, S. 523–537, 1968, doi: 10.1016/0017-9310(68)90094-X.
- [158] R. Wen, X. Zhou, B. Peng, Z. Lan, R. Yang, und X. Ma, „Falling-droplet-enhanced filmwise condensation in the presence of non-condensable gas“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 140, S. 173–186, 2019, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.05.110.
- [159] D. W. Tanner, C. J. Potter, D. Pope, und D. West, „Heat transfer in dropwise condensation—Part I The effects of heat flux, steam velocity and non-condensable gas concentration“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 8, Nr. 3, S. 419–426, 1965, doi: 10.1016/0017-9310(65)90005-0.

- [160] D. W. Tanner, D. Pope, C. J. Potter, und D. West, „Heat transfer in dropwise condensation at low steam pressures in the absence and presence of non-condensable gas“, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 11, Nr. 2, S. 181–190, 1968, doi: 10.1016/0017-9310(68)90148-8.
- [161] H. Cha *u. a.*, „Dropwise condensation on solid hydrophilic surfaces“, *Science Advances*, Bd. 6, Nr. 2, S. eaax0746, 2020, doi: 10.1126/sciadv.aax0746.
- [162] J. Oh, R. Zhang, P. P. Shetty, J. A. Krogstad, P. V. Braun, und N. Miljkovic, „Thin Film Condensation on Nanostructured Surfaces“, *Advanced Functional Materials*, Bd. 28, Nr. 16, S. 1707000, 2018, doi: 10.1002/adfm.201707000.
- [163] C. Mu, J. Pang, Q. Lu, und T. Liu, „Effects of surface topography of material on nucleation site density of dropwise condensation“, *Chemical Engineering Science*, Bd. 63, Nr. 4, S. 874–880, 2008, doi: 10.1016/j.ces.2007.10.016.
- [164] J. B. Boreyko und C.-H. Chen, „Self-Propelled Dropwise Condensate on Superhydrophobic Surfaces“, *Physical Review Letters*, Bd. 103, Nr. 18, S. 184501, 2009, doi: 10.1103/PhysRevLett.103.184501.
- [165] L. Mishchenko, M. Khan, J. Aizenberg, und B. D. Hatton, „Spatial Control of Condensation and Freezing on Superhydrophobic Surfaces with Hydrophilic Patches“, *Advanced Functional Materials*, Bd. 23, Nr. 36, S. 4577–4584, 2013, doi: 10.1002/adfm.201300418.
- [166] J. B. Boreyko, R. R. Hansen, K. R. Murphy, S. Nath, S. T. Retterer, und C. P. Collier, „Controlling condensation and frost growth with chemical micropatterns“, *Scientific Reports*, Bd. 6, Nr. 1, S. 19131, 2016, doi: 10.1038/srep19131.
- [167] A. Fladerer und R. Strey, „Homogeneous nucleation and droplet growth in supersaturated argon vapor: The cryogenic nucleation pulse chamber“, *The Journal of Chemical Physics*, Bd. 124, Nr. 16, S. 164710, 2006, doi: 10.1063/1.2186327.
- [168] K. Iland, J. Wölk, R. Strey, und D. Kashchiev, „Argon nucleation in a cryogenic nucleation pulse chamber“, *The Journal of Chemical Physics*, Bd. 127, Nr. 15, S. 154506, 2007, doi: 10.1063/1.2764486.
- [169] V. I. Kalikmanov, J. Wölk, und T. Kraska, „Argon nucleation: Bringing together theory, simulations, and experiment“, *The Journal of Chemical Physics*, Bd. 128, Nr. 12, S. 124506, 2008, doi: 10.1063/1.2888995.

# Abkürzungsverzeichnis

## Lateinische Zeichen

$A$	$\text{m}^2$	Fläche
$A$		allgemeine Variable
$a$		allgemeiner Koeffizient
$B$		allgemeine Variable
$B_0$		Bond-Zahl
$c_0$		Integrationskonstante
$d$	$\text{m}$	Durchmesser
$\mathbb{E}(X)$		Erwartungswert von Zufallsvariable $X$
$f$		Benetzungsverhältnis, Rauheitsfaktor, allgemeine Funktion
$G$	$\text{J}$	Gibbs-Energie
$\Delta G^*$	$\text{J}$	Keimbildungsbarriere
$g$	$\text{m s}^{-2}$	Erdbeschleunigung ( $g = 9,81 \text{ m s}^{-2}$ )
$\Delta h_v$	$\text{kJ kg}^{-1}$	spezifische Verdampfungsenthalpie
$J$		Anzahl der Modellberechnungen
$J$	$\text{s}^{-1} \text{m}^{-2}$	Keimbildungsrate
$j$		Stichprobengröße
$k$	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$	Wärmedurchgangskoeffizient
$k_B$	$\text{J K}^{-1}$	Boltzmann-Konstante ( $k_B = 1,380649 \cdot 10^{-23} \text{ J K}^{-1}$ )
$l$	$\text{m}$	Länge
$l_c$	$\text{m}$	kapillare Länge
$M$	$\text{kg mol}^{-1}$	molare Masse
$m$		allgemeiner Koeffizient
$\dot{m}$	$\text{kg s}^{-1}$	Massestrom
$N_d$	$\text{m}^{-2}$	Anzahldichte kleiner Tropfen
$N_s$	$\text{m}^{-2}$	Keimstellendichte
$N_{s,0}$	$\text{m}^{-2}$	Keimstellendichte bei $\theta = 0^\circ$

$N(r)$	$\text{m}^{-3}$	Tropfengrößenverteilung der großen Tropfen
$n$		Anzahl der Messwerte, Anzahl der Modellparameter
$n$	mol	Teilchenzahl
$n^*$	mol	kritische Teilchenzahl
$n(r)$	$\text{m}^{-3}$	Tropfengrößenverteilung der kleinen Tropfen
$n_g$	$\text{m}^{-3}$	Teilchendichte der Gasphase
$P_{\text{Tr}}$		Wahrscheinlichkeit einer Tropfenbildung
$p$	Pa	Druck
$\dot{Q}_{\text{Tr}}$	W	Wärmestrom durch Tropfen
$\dot{q}$	$\text{W m}^{-2}$	Wärmestromdichte
$R$	$\text{J mol}^{-1} \text{K}^{-1}$	universelle Gaskonstante ( $R = 8,31446261815324 \text{ J mol}^{-1} \text{K}^{-1}$ )
$R$	$\text{KW}^{-1}$	Wärmetransportwiderstand
$R_a$	nm	mittlere Oberflächenrauheit
$R_K$	$\text{KW}^{-1}$	Wärmetransportwiderstand aufgrund der Tropfenkrümmung
$R_{\text{ms}}$	nm	quadratische Oberflächenrauheit
$Re$		Reynolds-Zahl
$r$		Rauheitsfaktor
$r$	m	Radius
$r_e$	m	effektiver Tropfenradius
$r_{\text{min}}$	m	minimaler Tropfenradius
$r_{\text{max}}$	m	maximaler Tropfenradius
$S$		Übersättigung
$S_H$		Haupteffekt (Sensitivitätsindex)
$S_T$		Totaleffekt (Sensitivitätsindex)
$s$		Standardabweichung
$T$	K	Temperatur
$T_S$	K	Siedetemperatur

$u$		Messunsicherheit
$\text{Var}[X]$		Varianz von Zufallsvariable $X$
$V$	$\text{m}^3$	Volumen
$v$	$\text{m}^3 \text{kg}^{-1}$	spezifisches Volumen
$v_m$	$\text{m}^3 \text{mol}^{-1}$	spezifisches molares Volumen
$W_K$	J	Keimbildungsarbeit
$W_O$	J	Oberflächenarbeit
$W_V$	J	Volumenarbeit
$w_g$	$\text{m s}^{-1}$	mittlere thermische Geschwindigkeit in der Gasphase
$X_i$		Modellparameter $i$
$\mathbf{X}_{\sim i}$		Vektor aller Modellparameter außer $X_i$
$x$	m	Ortskoordinate
$Y$		Modellergebnis
$y$	m	Ortskoordinate
$z$		Faktor zur Verminderung der Keimbildungsarbeit
$z_W$	$\text{m}^{-2} \text{s}^{-1}$	Mittlere Stoßzahl der Gasteilchen mit der Wand

### **Griechische Zeichen**

$\alpha$	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$	Wärmeübergangskoeffizient
$\alpha^*$	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$	effektiver Wärmeübergangskoeffizient
$\delta_B$	m	Stärke der Beschichtung
$\epsilon$		Emissionskoeffizient
$\theta$	°	Kontaktwinkel
$\theta_a$	°	Fortschreitwinkel
$\theta_{CB}$	°	Kontaktwinkel nach <i>Cassie</i> und <i>Baxter</i>
$\theta_e$	°	Gleichgewichtskontaktwinkel
$\theta_r$	°	Rückzugswinkel
$\theta_W$	°	Kontaktwinkel nach <i>Wenzel</i>
$\Delta\theta$	°	Kontaktwinkelhysterese

$\vartheta$	°C	Temperatur
$\Delta\vartheta$	K	Temperaturdifferenz
$\Delta\vartheta_{\text{sub}}$	K	Wandunterkühlung
$\lambda_0$	$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	Wärmeleitfähigkeit bei 0 °C
$\mu$	$\text{J mol}^{-1}$	chemisches Potential
$\pi$		Kreiszahl
$\rho$	$\text{kg m}^{-3}$	Dichte
$\sigma$	$\text{mN m}^{-1}$ $= 10^{-3} \text{ N m}^{-1}$	Grenzflächenspannung
$\tau$	s	Erneuerungsperiode der Kondensationsfläche

### **Abkürzungen**

bspw.	beispielsweise
ca.	circa
f.	folgende
ff.	fortfolgende
Filmk.	Filmkondensation
NTC	Negativer Temperaturkoeffizient ( <i>negative temperature coefficient</i> )
PFDTES	1H,1H,2H,2H-Perfluordecyltriethoxysilan
SiO <sub>2</sub>	Siliciumdioxid
vgl.	vergleiche
z. B.	zum Beispiel

### **Indizes**

B	Beschichtung
Cu	Kupfer
ein	Eintritt



g	gasförmig
ges	gesamt
gl	den Übergang zwischen gasförmiger und flüssiger Phase betreffend
het	heterogen
hom	homogen
l	flüssig ( <i>liquidus</i> )
lg	den Übergang zwischen flüssiger und gasförmiger Phase betreffend
OF	Oberfläche
P	Probe
PH	Probenhalter
S	Sättigungszustand
s	fest ( <i>solidus</i> )
sg	den Übergang zwischen fester und gasförmiger Phase betreffend
sl	den Übergang zwischen fester und flüssiger Phase betreffend
Tr	Tropfen
W	Wand
$\lambda$	die Wärmeleitung betreffend

# Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1: Schematische Darstellung von (a) Filmkondensation und (b) Tropfenkondensation an einer senkrechten gekühlten Wand mit den Richtungen des nachströmenden Dampfmassestroms  $m_g$  und des aufgrund der Schwerkraft abfließenden Kondensatmassestroms  $m_l$ . ....6

Abbildung 2.2: Benetzung einer festen und ideal glatten Oberfläche durch einen flüssigen Tropfen. Die Grenzflächenspannungen  $\sigma_{sg}$ ,  $\sigma_{lg}$  und  $\sigma_{sl}$  bestimmen den Kontaktwinkel  $\theta$ . ....7

Abbildung 2.3: (a) Benetzungszustand auf einer glatten Oberfläche im Vergleich zu den Benetzungszuständen auf einer rauen Oberfläche nach (b) *Wenzel* und (c) *Cassie* und *Baxter*. ....8

Abbildung 2.4: Schematische Darstellung der Fortschrittswinkel  $\theta_a$  und Rückzugswinkel  $\theta_r$  bei Tropfen, die eine geneigten Ebene hinabfließen. Der Tropfen im Bild (a) weist eine höhere Kontaktwinkelhysterese auf und haftet stärker an der Oberfläche an. Im Vergleich dazu bewegt sich der Tropfen in Bild (b) mit einer geringeren Kontaktwinkelhysterese bereits bei einer geringeren Neigung über die Oberfläche. ....9

Abbildung 2.5: Änderung der Gibbs-Energie  $\Delta G$  als Funktion der Anzahl der Moleküle  $n$  des Kondensationskeims. Das Maximum der Funktion stellt die Keimbildungsbarriere  $\Delta G^*$  dar, die für die Bildung eines Kondensationskeims mit der kritischen Teilchenzahl  $n^*$  aufgebracht werden muss. ....11

Abbildung 2.6: Änderung der Gibbs-Energie  $\Delta G$  als Funktion des Radius  $r$  des Kondensationskeims im Vergleich zwischen homogener und heterogener Kondensation von Wasser an einer ebenen Wand. Kondensationsbedingungen:  $\vartheta = 49,4$  °C,  $S = 1,1$ . ....14

Abbildung 3.1: Anzahl der Publikationen, die mit Stichwort „dropwise condensation“ im *Web of Science* indiziert sind [45]. ....16

Abbildung 3.2: Keimbildungsrate  $J$  in Abhängigkeit von Wandunterkühlung  $\Delta\vartheta_{sub}$  und Kontaktwinkel  $\theta$  für Wasser/Dampf bei  $p = 120$  mbar, berechnet nach *Kast* [107]. Details zur Berechnung im Anhang A.1. In den hellen Bereichen ist die Keimbildungsrate so gering, dass theoretisch kaum Tropfenkondensation stattfindet. ....23

Abbildung 3.3: Modellvorstellung für instabile Molekülcluster (a) ohne Keimstelle und (b) auf potentieller Keimstelle, sowie für (c) Keimbildung auf aktiver Keimstelle. Kondensationskeime, die sich auf potentiellen Keimstellen oder neben Keimstellen bilden haben eine große Wahrscheinlichkeit

	wieder zu zerfallen, während aktive Keimstellen die Keimbildungsbarriere so weit absenken, dass die meisten Keime weiter zu einem Tropfen anwachsen.....	24
Abbildung 4.1:	Wärmetransportwiderstände $R_{gl}$ , $R_K$ , $R_{\lambda,Tr}$ und $R_{\lambda,B}$ an einem Einzeltröpfchen mit dem Kontaktwinkel $\theta$ . Aufgrund der Temperaturdifferenz zwischen Dampftemperatur $\vartheta_g$ und Wandtemperatur $\vartheta_w$ fließt der Wärmestrom $\dot{Q}_{Tr}$ durch den Tropfen...	29
Abbildung 4.2:	Beispiel für Wärmetransportwiderstände $R$ an einem Wassertropfen in Abhängigkeit vom Tropfenradius $r$ (oben), resultierender Wärmedurchgangskoeffizient $k_{Tr}$ bezogen auf die Grundfläche des Tropfens (unten), Randbedingungen: $p = 120$ mbar, $\Delta\vartheta_{sub} = 5$ K, $\theta = 90^\circ$ , $\lambda_B = 0,1$ W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> , $\delta_B = 50$ nm.....	32
Abbildung 4.3:	Tropfengrößenverteilungen $n(r)$ und $N(r)$ bei unterschiedlichen Keimstellendichten $N_s$ für die Tropfenkondensation von Wasser, Randbedingungen: $p = 120$ mbar, $\Delta\vartheta_{sub} = 5$ K, $\theta = 90^\circ$ , $\Delta\theta = 5^\circ$ , $\lambda_B = 0,1$ W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> , $\delta_B = 50$ nm.....	35
Abbildung 4.4:	Totaleffekte der Modellparameter Kontaktwinkel $\theta$ , Kontaktwinkelhysterese $\Delta\theta$ , Druck $p$ , Keimstellendichte $N_s$ , Schichtdicke der Beschichtung $\delta_B$ und Wärmeleitfähigkeit der Beschichtung $\lambda_B$ für die 4 Szenarien (vgl. [143]). .....	43
Abbildung 4.5:	Häufigkeitsverteilung der im Rahmen der Sensitivitätsanalyse berechneten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha^*$ für die vier Szenarien.....	44
Abbildung 4.6:	Einfluss des Kontaktwinkels $\theta$ und des Drucks $p$ auf den berechneten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha^*$ .....	45
Abbildung 4.7:	Einfluss der Schichtdicke $\delta_B$ und des Kontaktwinkels $\theta$ auf den berechneten Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha^*$ .....	46
Abbildung 4.8:	Einfluss der Keimstellendichte $N_s$ und der Kontaktwinkelhysterese $\Delta\theta$ auf den berechneten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha^*$ .....	47
Abbildung 4.9:	Einfluss der Keimstellendichte $N_s$ und der Schichtdicke $\delta_B$ auf den berechneten effektiven Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha^*$ .....	48
Abbildung 5.1:	Geometrie der Probekörper, Maße in mm.....	51
Abbildung 5.2:	Schema der Versuchsanlage mit Bezeichnung und Position der Messstellen.....	54
Abbildung 5.3:	Messzelle bestehend aus Anschluss für Wasserkühlung, Probenhalter, Klemmrahmen, Deckel und Probe (von links nach rechts). Die Wärmestrommessung erfolgt durch Temperatursensoren in dem	

	Probenhalter, das zu kondensierende Fluid strömt senkrecht von oben nach unten über den Deckel und die eingebaute Probe. ....	56
Abbildung 5.4:	Darstellung der montierten Messzelle mit Strömungskanal für die Dampfströmung, Maße in mm. Der Strömungskanal (blau) und der Probenhalter (orange) sind farblich markiert.....	57
Abbildung 5.5:	Aufbau des Probenhalters mit Abmessungen in mm und Positionen der Temperaturmessstellen. Der schmalere Teil des Probenhalters ist der Messabschnitt. Für die Wärmestrommessung werden die drei unteren Positionen im Messabschnitt genutzt (bezogen auf die obere Darstellung). ....	58
Abbildung 5.6:	Kalibrierung des Messaufbaus mit einem Objektmikrometer bei Verwendung des 50x-Mikroskopobjektivs und der Hochgeschwindigkeitskamera. Der markierte Bereich entspricht 100 $\mu\text{m}$ . ....	59
Abbildung 5.7:	Vorgehensweise bei der Ermittlung der Tropfendichte während der Initialkondensation. Das Abfließen eines größeren Tropfens ist im linken Bereich der beiden oberen Bilder zu sehen. Das gelbe Rechteck im oberen rechten Bild markiert den gewählten Bildbereich für die Auswertung. Der Bereich ist in den drei unteren Bildern vergrößert dargestellt. Die Markierungen innerhalb des Bereichs zeigen die erkannten Tropfen zu verschiedenen Zeitpunkten. In diesem Beispiel wurden 112 Tropfen gezählt.....	60
Abbildung 5.8:	FEM-Modellierung der Wärmeleitung im Probenhalter (Abbildung angepasst aus [142]). Darstellung des Temperaturfeldes im Probenhalter (links) und Temperaturverläufe in radialer Richtung $x$ für drei Ebenen im Probenhalter mit unterschiedlichem Abstand $y$ von der oberen Stirnseite des Probenhalters (Kontaktfläche zur Probe). ....	66
Abbildung 6.1:	Ergebnisse der Kondensationsexperimente auf PFDTES und $\text{SiO}_2$ im Vergleich zu Filmkondensation auf einer polierten Kupferprobe. In jeder Messreihe wurde die Wärmestromdichte $q$ und die Wandunterkühlung $\Delta\vartheta_{\text{sub}}$ für verschiedene Kühlwassertemperaturen gemessen. Die Fehlerbalken zeigen die Messunsicherheit mit einem Erweiterungsfaktor von 2. ....	70
Abbildung 6.2:	Tropfenbildung und -wachstum bei Kondensation auf $\text{SiO}_2$ nach dem Abfließen eines größeren Tropfens. Messung $\text{SiO}_2$ -1 bei $\Delta\vartheta_{\text{sub}} = 0,23 \pm 0,28 \text{ K}$ und $\dot{q} = 7,5 \pm 1,1 \text{ kW m}^{-2}$ .....	72

Abbildung 6.3:	Tropfenbildung und -wachstum bei Kondensation auf SiO <sub>2</sub> nach dem Abfließen eines größeren Tropfens. Messung SiO <sub>2</sub> -1 bei $\Delta\vartheta_{\text{sub}} = (1,08 \pm 0,75)$ K und $\dot{q} = 65,0 \pm 6,5$ kW m <sup>-2</sup> . ....	73
Abbildung 6.4:	Tropfenbildung und -wachstum bei Kondensation auf PFDTES nach dem Abfließen eines größeren Tropfens. Die rote Linie markiert die Kontaktlinie des großen Tropfens vor dem Abfließen. Messung PFDTES-2a bei $\Delta\vartheta_{\text{sub}} = (0,36 \pm 0,63)$ K und $\dot{q} = (53,6 \pm 5,3)$ kW m <sup>-2</sup> .....	74
Abbildung 6.5:	Messergebnisse der Kondensationsexperimente und Ergebnisse der Modellierung auf SiO <sub>2</sub> (links) und PFDTES (rechts) im Vergleich zu Filmkondensation auf einer polierten Kupferprobe. Die gepunkteten Linien zeigen die Modellergebnisse für verschiedene Keimstellendichten an. Verwendete Modellparameter: SiO <sub>2</sub> (links): $\delta_B = 150$ nm, $\lambda_B = 1,5$ W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> , $\theta = 110^\circ$ , $\theta_a = 115^\circ$ , $\theta_r = 97^\circ$ , $p = 12,6$ kPa, PFDTES (rechts): $\delta_B = 1,7$ nm, $\lambda_B = 0,26$ W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> , $\theta = 103^\circ$ , $\theta_a = 107^\circ$ , $\theta_r = 52^\circ$ , $p = 12,7$ kPa. Fehlerbalken zeigen die Messunsicherheit mit einem Erweiterungsfaktor von 2. ....	76
Abbildung 6.6:	Keimstellendichten $N_s$ berechnet nach Rose (Gleichung (3-1), berechnet für alle Messpunkte) in Abhängigkeit der Wandunterkühlung $\Delta\vartheta_{\text{sub}}$ im Vergleich zu den Ergebnissen der Modellkalibrierung (dargestellt durch Linien im Diagramm) und den Ergebnissen der optischen Messung (dargestellt durch Kreuze im Diagramm).....	79
Abbildung 6.7:	Änderung der heterogenen Keimbildungsbarriere $\Delta G_{\text{het}}^*$ im Verhältnis zur homogenen Keimbildungsbarriere $\Delta G_{\text{hom}}^*$ in Abhängigkeit des Kontaktwinkels $\theta$ . ....	83
Abbildung 6.8:	Angenommener Zusammenhang zwischen Kontaktwinkel $\theta$ und Keimstellendichte $N_s$ . ....	86
Abbildung 6.9:	Beispiel für die Änderung des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha^*$ in Abhängigkeit des Kontaktwinkels $\theta$ bei konstanter Keimstellendichte und unter Annahme einer benetzungsabhängigen Keimstellendichte nach Gleichung (6-7). Berechnung des Wärmeübergangs nach den Gleichungen in Abschnitt 4.2 mit den folgenden Modellparametern entsprechend der Eigenschaften der PFDTES-Beschichtung: $\delta_B = 1,7$ nm, $\lambda_B = 0,26$ Wm <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> , $p = 12,7$ kPa, $\Delta\theta = 55^\circ$ . ....	87
Abbildung A.1:	Kugelsegment einer Kugel mit dem Radius $r$ , dem Radius des Basiskreises des Kugelsegments $a$ und der Höhe des Kugelsegments $h$ . Der Winkel $\theta$ des Basiskreises entspricht dem Kontaktwinkel eines Tropfens mit der Form des Kugelsegments. ....	114

Abbildung A.2: Infrarot-Temperaturmessung der Oberflächentemperatur bei verschiedenen Emissionskoeffizienten $\epsilon$ im Vergleich zur Messung über den Probenhalter (NTC-Messung). .....	125
Abbildung A.3: Wärmebildaufnahmen bei Kühlwassertemperatur 60 °C <i>links</i> : ohne Druckluftkühlung, <i>rechts</i> : mit Druckluftkühlung. ....	125
Abbildung A.4: Ermittlung des Wärmewiderstands zwischen Probenhalter und Probe $R_{PH-P}$ durch Vergleich der anhand der Temperaturmessung im Probenhalter ermittelten Oberflächentemperatur mit der anhand der Infrarotkamera bestimmten Oberflächentemperatur. Aus dem Schnittpunkt der beiden Geraden ergibt sich der gesuchte Wärmewiderstand $R_{PH-P}$ . .....	126

# Tabellenverzeichnis

Tabelle 3.1:	Größenordnungen der Keimstellendichte aus der Literatur .....21
Tabelle 4.1:	Zulässiger Wertebereich für die Modellparameter Kontaktwinkel $\theta$ , Kontaktwinkelhysterese $\Delta\theta$ , Druck $p$ , Keimstellendichte $N_s$ , Schichtdicke der Beschichtung $\delta_B$ und Wärmeleitfähigkeit der Beschichtung $\lambda_B$ . .....41
Tabelle 5.1:	Vergleich der PFDTES- und SiO <sub>2</sub> -Beschichtungen hinsichtlich Schichtdicke $\delta_B$ , Wärmeleitfähigkeit $\lambda_B$ , Wärmedurchgangskoeffizient $k_B$ , Oberflächenrauheit $R_a$ und $R_{ms}$ . .....52
Tabelle 5.2:	Messstellenliste .....55
Tabelle 5.3:	Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ von CuSn12-C in Abhängigkeit von der Temperatur $\vartheta$ [153]. .....61
Tabelle 5.4:	Überblick über die nicht-statistischen Beiträge (Typ B) zur Messunsicherheit.....64
Tabelle 5.5:	Geometrie und Stoffeigenschaften des Probenhalters und des Probenmaterials mit abgeschätzten Standardunsicherheiten. ....65
Tabelle 6.1:	Ergebnisse der Kontaktwinkelmessungen mit Wasser, statischer Kontaktwinkel $\theta$ , Fortschrittwinkel $\theta_a$ und Rückzugswinkel $\theta_r$ . Im Fall von Kupfer fand beim Verkleinern des Tropfens bis zu einem Kontaktwinkel von 30° keine Bewegung an der Dreiphasenlinie statt. ....68
Tabelle 6.2:	Effektive Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha^*$ der einzelnen Messreihen.71
Tabelle 6.3:	Anzahldichte kleiner Tropfen $N_d$ während der Initialkondensation bei unterschiedlichen Wärmestromdichten $\dot{q}$ . Messunsicherheiten sind mit einem Erweiterungsfaktor von 2 angegeben. ....75
Tabelle 6.4:	Anzahldichte kleiner Tropfen $N_d$ während der Initialkondensation bei unterschiedlichen Wärmestromdichten $\dot{q}$ . Messunsicherheiten sind mit einem Erweiterungsfaktor von 2 angegeben. ....75
Tabelle 6.5:	Mittels Modellkalibrierung ermittelte Keimstellendichten $N_s$ . .....77
Tabelle A.1:	Messergebnisse für Filmkondensation auf Kupfer-Referenzproben. Angegeben sind die Wandunterkühlung $\Delta\vartheta_{sub}$ und die Wärmestromdichte $\dot{q}$ sind mit den jeweiligen Standardmessunsicherheiten $u$ . .....127
Tabelle A.2:	Messergebnisse der PFDETS- und SiO <sub>2</sub> -Beschichtungen. Angegeben sind die Wandunterkühlung $\Delta\vartheta_{sub}$ und die Wärmestromdichte $\dot{q}$ sind mit den jeweiligen Standardmessunsicherheiten $u$ . .....129

# A Anhang

## A.1 Keimbildungsrate nach *Kast*

Im Folgenden werden die notwendigen Gleichungen zur Berechnung der in Abbildung 3.2 dargestellten Keimbildungsrate nach *Kast* näher beschrieben. Weitere Informationen finden sich in der entsprechenden Veröffentlichung [107]. *Kast* stützt sich bei der Berechnung der Keimbildungsrate in wesentlichen Teilen auf die Keimbildungstheorie von *Volmer* [11], in der einige Grundannahmen zur Keimbildung ausführlicher hergeleitet und diskutiert werden.

Als Ausgangspunkt für die Berechnung der Keimbildungsarbeit dient die Betrachtung des Tropfenkeims als Kugelsegment, wie in Abbildung A.1 dargestellt.

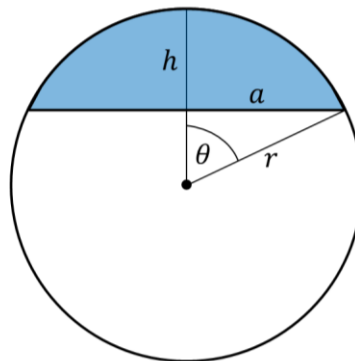


Abbildung A.1: Kugelsegment einer Kugel mit dem Radius  $r$ , dem Radius des Basiskreises des Kugelsegments  $a$  und der Höhe des Kugelsegments  $h$ . Der Winkel  $\theta$  des Basiskreises entspricht dem Kontaktwinkel eines Tropfens mit der Form des Kugelsegments.

Keimbildungsarbeit  $W_K$  setzt sich aus Volumenarbeit  $W_V$  und der Oberflächenarbeit  $W_O$  zusammen.

$$W_K = W_O + W_V \quad (\text{A-1})$$

Für die Volumenarbeit gibt *Kast* den folgenden vereinfachten Zusammenhang für die freiwerdende Volumenarbeit beim Phasenübergang an.

$$W_V = -\frac{2\sigma_{lg}}{r} V \quad (\text{A-2})$$



Für die Oberflächenarbeit gilt:

$$W_O = \sigma_{lg} A_{Kappe} + (\sigma_{sl} - \sigma_{sg}) A_{Basiskreis} \quad (A-3)$$

Durch Einsetzen der *Young'schen* Gleichung (2-1) erhält man:

$$W_O = \sigma_{lg} A_{Kappe} - \sigma_{lg} \cos \theta A_{Basiskreis} \quad (A-4)$$

Die Oberflächen der Kugelkappe  $A_{Kappe}$  und des Basiskreises  $A_{Basiskreis}$  berechnen sich wie folgt.

$$A_{Kappe} = 2\pi r^2 (1 - \cos \theta) \quad (A-5)$$

$$A_{Basiskreis} = \pi r^2 \sin^2 \theta \quad (A-6)$$

Aus den Gleichungen (A-4) bis (A-6) ergibt sich die Oberflächenarbeit zu:

$$W_O = \sigma_{lg} 2\pi r^2 (2 - 2 \cos \theta - \cos \theta \sin^2 \theta) \quad (A-7)$$

Als resultierende Gleichung für die Keimbildungsarbeit gibt *Kast* schließlich den folgenden Zusammenhang an:

$$W_K = \frac{1}{3} \sigma_{lg} \pi r^2 (2 - 2 \cos \theta - \cos \theta \sin^2 \theta) \quad (A-8)$$

Diese Gleichung entspricht dem von *Volmer* [11, S. 100] hergeleiteten Zusammenhang zwischen der Keimbildungsarbeit und der Oberflächenarbeit für alle neu gebildeten Oberflächen:

$$W_K = \frac{1}{3} \sum_i \sigma_i A_i \quad (A-9)$$

Für die Wahrscheinlichkeit einer Tropfenbildung gibt *Kast* die folgende Gleichung an.

$$P_{Tr} = e^{\frac{-W_K}{k_B T}} \quad (A-10)$$

Um hieraus die Keimbildungsrate  $J$  zu berechnen, wird die mittlere Stoßzahl der Gasteilchen mit der Wand  $z_w$  mit der Wahrscheinlichkeit der Tropfenbildung multipliziert:

$$J = z_W P_{Tr} \quad (\text{A-11})$$

In der Veröffentlichung von *Kast* wird anstelle der Stoßzahl mit der Wand  $z_W$  ein Wert für die Zusammenstöße zwischen den Molekülen in der Gasphase von  $\approx 10^{26}$  verwendet [107]. Hiervon abweichend wird für die Berechnung der Keimbildungsrate in Abbildung (3-2) die Mittlere Stoßzahl der Gasteilchen mit der Wand anhand der kinetischen Gastheorie ermittelt:

$$z_W = \frac{n_g w_g}{4} \quad (\text{A-12})$$

Hierbei ist  $n_g$  die Teilchendichte:

$$n_g = \frac{p_g}{k_B T_g} \quad (\text{A-13})$$

und  $w_g$  die mittlere thermische Geschwindigkeit:

$$w_g = \left( \frac{8RT_g}{\pi M_g} \right)^{0,5} \quad (\text{A-14})$$

Die Keimbildungsrate  $J$  in Abbildung (3-2) wurde unter Verwendung der o.g. Gleichungen erstellt. Für die Berechnung der Tropfenbildungswahrscheinlichkeit  $P_{Tr}$  wurde dabei die Keimbildungsarbeit für den minimalen Tropfenradius mit den Gleichungen (4-19), (A-8) und (A-10) berechnet. Die Stoffwerte wurden dabei mit der Stoffwertbibliothek *CoolProp* [144] berechnet.

## A.2 Werkstoffzeugnisse

<b>SOFIA MED AD</b>		<b>QUALITY CERTIFICATE</b>		OD-01-17	
ISO EN ISO 9001		Page 1 of 1		Version: 06	
Garra Iskar, 4 Dimitar Patshev str., 1528 Sofia, Bulgaria, tel: +359 2 360 6350, fax: +359 2 360 6393, e-mail: info@sofiamed.bg		acc. to EN 10204 - 3.1			

№85175685/23.10.2018

Buyer/Consignee:

S.M's Order No 2200055234

Customer Order No:

2200055340

2200055849

2200055935

2200055844

2200056287

2200055250

Product:

Copper bus bars / round rods / square rods

Material:

Cu - ETP (CW004A)

Cu - OF (CW008A)

Item No	Batch No	Weight, kg	Nominal dimension, mm	Temper	Chem. Composition				Tensile strength, Rm, Mpa	Elongation %	Hardness HB	Electrical conductivity MS/m	Grain Size, mm	Remarks
					Cu %	O <sub>2</sub> %	Pb %	Bi %						
1	A7395	422	020.00x15.00-4000	R250	99.98	0.0230	0.0000	0.0000	277	20	84	58.2		Cu - ETP/SE
2	A7358	403	050.00x25.00-4000	R250	99.98	0.0230	0.0000	0.0000	252	27	82	58.3		Cu - ETP/SE
3	A7296	349	Q006.00-4000	R300	99.99	0.0007	0.0001	0.0001	339	9	95	57.5		Cu - ETP
4	A7494	343	Ø045.00-4000	R250	99.98	0.0170	0.0000	0.0000	260	27	83	58.2		Cu - ETP
5	A7517	495	Ø040.00-4000	R250	99.98	0.0250	0.0000	0.0000	256	33	81	58.3		Cu - ETP
6	A7454	576	020.00x05.00-4000	R300	99.99	0.0007	0.0001	0.0001	335	10	94	57.7		Cu - ETP/SE
7	A7386	351	Ø015.00-4000	R300	99.98	0.0150	0.0000	0.0000	314	11	92	57.9		Cu - ETP
8	A7301	365	Ø140.00-1300	E	99.98	0.0170	0.0000	0.0000	-	-	54	58.4		Cu - ETP
9	A7413	502	020.00x05.00-4000	R250	99.99	0.0007	0.0001	0.0001	266	-	84	58.1		Cu - ETP/RE
10	A7383	4922	080.00x10.00-4000	R250	99.98	0.0210	0.0000	0.0000	287	18	85	58.1		Cu - ETP/RE
11	A7371	1966	050.00x10.00-4000	R250	99.98	0.0150	0.0000	0.0000	271	22	84	58.2		Cu - ETP/RE
12	A7504	3012	100.00x10.00-4000	R250	99.98	0.0220	0.0000	0.0000	274	23	84	58.2		Cu - ETP/RE
13	A6702	255	066.00x12.00-2000	R250	99.99	0.0007	0.0001	0.0001	273	22	84	58.2		Cu - OF/RE
<b>Total weight, kg:</b>		<b>13991</b>												

The above products meet standard:

EN 13601:2013 / DIN 1782:1998

QC officer:(K. Uzunov)

This document is valid without signature.

Declaration of Conformity

The products detailed above, conform to the conditions and requirements of the purchaser and to the description, quantities and specifications stated. The Q.A. System applied to monitor their production complies to the requirements of ISO 9001:2015, independently certified by Lloyd's Register Quality Assurance, with certificate No 00398576

Jakob Sablowski  
PAU  
Ramm 207



KS Gleitlager GmbH, Friesenstr. 2, D-26871 Papenburg

Abnahmeprüfzeugnis EN 10204 - 3.1  
Datum: 27.03.2019  
Bestellposition/Datum: 55135002 / 05.02.2019  
Lieferposition/Datum: 80986019 000010 / 26.03.2019  
Auftragsposition/Datum: 5138328 000030 / 07.02.2019  
Kundennummer: 128138

Material: Unsere / Ihre Bezeichnung  
18936 STANGE (L12/61)

Werkstoff: CUSN12-C-GC  
Werkstoff-Nr: CC 483 K / EN 1982  
Abmessung: 061,0 X 3100

Prüflos: 890000074136  
Chargennummer: 050319-1 / Menge: 1 / Gewicht: 83 KG

Merkmal	Einheit	Wert	Untere Grenze	Obere Grenze	Prüfmethode
Cu	%	87,41	85,00	89,00	
Sn	%	11,05	10,50	13,00	
Pb	%	0,44		0,70	
Zn	%	0,30		0,50	
Fe	%	0,11		0,20	
Ni	%	0,58		2,00	
Sb	%	0,06		0,15	
P	%	0,030		0,600	
S	%	0,000		0,050	
Al	%	0,00		0,01	
Mn	%	0,01		0,20	
Si	%	0,01		0,01	
Härte	HB	104,7	90,0		

Es wird bestätigt, daß die Lieferung den Vereinbarungen bei der Bestellannahme entspricht.  
Dieses Zeugnis wurde über EDV erstellt und erhält keine Unterschrift.

KS Gleitlager GmbH  
Abnahmebeauftragter  
Ludger Brümmer

KS Gleitlager GmbH  
Werk Papenburg - Friesenstr. 2 - 26871 Papenburg - Tel. +49 4901 930-103 - www.ksgleitlager.com  
Stz der Geschäftsleitung: St. Leon-Rot - Reg. (eingetrag. Kaufmann) - HRB 301511  
Vorstand: Dr. Alexander Hees, Dr. Alexander Sagem, Dr. Peter Neu

## A.3 Kalibrierscheine

# ///AHLBORN

## Ahlborn Mess und Regelungstechnik GmbH

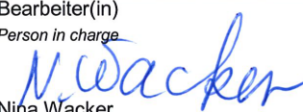
Q190654
Ahlborn Werks- kalibrierung
2019-07

Kalibrierschein  
*Calibration Certificate*

Kalibrierzeichen  
*Calibration mark*

<p>Gegenstand <i>Object</i></p> <p>Hersteller <i>Manufacturer</i></p> <p>Typ <i>Type</i></p> <p>Fabrikat/Serien-Nr. <i>Serial number</i></p> <p>Inventar/ Kundenteile-Nr. --- <i>Customers identification no.</i></p>	<p><b>4 x NTC Temperaturfühler mit Messgerät</b> System ALMEMO®</p> <p><b>Ahlborn Mess- und Regelungstechnik GmbH</b></p> <p>Gerät / device: <b>MA2890-9</b> Fühler / sensor: <b>4 x NTC Thermistor</b></p> <p>Gerät / device: <b>H08080251</b> Fühler / sensor: ---</p> <p><b>Technische Universität Dresden - IVU</b> <b>D- 01069 Dresden</b></p> <p><b>2095406</b></p> <p><b>5</b></p> <p><b>09.07.2019</b></p>	<p>Die Kalibrierung erfolgt entweder durch Vergleich mit Normalmess-einrichtungen oder auf der Grundlage anerkannter Kalibrierverfahren. Die Normale und Normalmессeinrichtungen sind rückführbar auf nationale Normale der Physikalisch- Technischen Bundesanstalt (PTB) oder auf andere nationale Standards und Vorschriften. Die Kalibrierergebnisse beziehen sich ausschließlich auf den Gegenstand. Dieser Kalibrierschein darf nur vollständig und unverändert weiter verarbeitet werden. Auszüge oder Änderungen bedürfen unserer Genehmigung.</p> <p><i>The reference standards and standard measuring equipment are traceable to the national measurement standards maintained by the Physikalisch - Technische Bundesanstalt (PTB). The calibration results refer exclusively to the object. This calibration certificate may not be circulated other than in full and unchanged, except with our permission.</i></p>
-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

Dieser Kalibrierschein darf nur vollständig und unverändert weiterverbreitet werden. Kalibrierscheine ohne Unterschrift haben keine Gültigkeit.  
*This calibration certificate may not be reproduced other than in full. Calibration certificates without signature are not valid. German text is valid in case of doubt.*

Datum <i>Date</i>	Bearbeiter(in) <i>Person in charge</i>
11.07.2019	 Nina Wacker

///AHLBORN AHLBORN Mess- und Regelungstechnik GmbH • Eichenfeldstr 1-3 • D- 83607 Holzkirchen  
Tel.: +49(0)8024/3007-0 • Fax.: +49(0)8024/3007-10 • Internet: www.ahlborn.de • email: amr@ahlborn.de

**Kalibriergegenstand** NTC Temperaturfühler mit Messgerät, System ALMEMO®,  
*Object of calibration* Auflösung 0,01°C  
NTC temperature sensor with device, system ALMEMO®, Resolution 0,01 °C

**Kalibrierverfahren** Die Kalibrierung erfolgte durch direkten Vergleich der durch das Bezugsnormal dargestellten  
*Calibration process* Messwerte mit den Messwerten des Prüflings.  
During calibration the measured quantity values of the device under test are directly compared to the measured values of the reference standard.

**Referenznormale** AKF006 Temperaturnormal / temperature reference                      DAkkS-D-K-15219-01-00-3307  
*Reference standard*

**Messbedingungen** Kalibrierung in einer Klimakammer  
*Measurement conditions* calibration in climatic chamber  
Die Sensoren wurden mit einer 50 cm langen Anschlussleitung eingebracht.  
The sensors were connected with a connection cable of 50 cm length.

Korrekturwerte (ALMEMO®):                                              Nullkorrektur                      NK= ---  
*correction values:*                                                              Steigungskorrektur                      SK= ---

Umgebungstemperatur:                                                                                              25 °C                      ± 2 °C  
*ambient temperature:*

Umgebungsluftfeuchte:                                                                                              40 %                      ± 5 %  
*ambient humidity:*

Luftdruck:                                                                                                                      940 hPa                      ± 10 hPa  
*barometric pressure:*

**Messergebnisse**  
*Measurement results*

Referenzwert <i>reference</i> °C	Temperatur (Fühler-1) <i>Temperature (sensor-1)</i>		Messstelle M00 <i>port M00</i>
	Anzeige Prüfling <i>test object</i> °C	Abweichung <i>deviation</i> K	Messunsicherheit <i>measurement uncertainty</i> K
0,12	-0,11	-0,23	0,10
50,20	49,95	-0,25	0,10

**Messunsicherheit**  
*Measurement uncertainty*

Die Kalibrierung erfolgte nach der Vergleichsmethode zu den Werksnormalen. Angegeben ist die erweiterte Messunsicherheit, die sich aus der Standardmessunsicherheit durch Multiplikation mit dem Erweiterungsfaktor k = 2 ergibt. Die angegebene Messunsicherheit setzt sich zusammen aus den Unsicherheiten des Kalibrierverfahrens und des Kalibriergegenstandes während der Kalibrierung. Ein Anteil für die Langzeitstabilität des Kalibriergegenstandes ist nicht enthalten.

*The calibration has been effected according to the comparison method to the standards. The measuring insecurity stated is composed of the insecurities of the calibration method and of the calibrating object during the calibration. A share for the long term stability of the calibrated item is not included.*

Die obengenannten Messwerte halten die Fehlergrenzen des Prüflings ein.  
*The measuring values stated above keep the error limits of the probe.*

**Kalibriergegenstand**  
*Object of calibration* NTC Temperaturfühler mit Messgerät, System ALMEMO®,  
Auflösung 0,01°C  
*NTC temperature sensor with device, system ALMEMO®, Resolution 0,01 °C*

**Kalibrierverfahren**  
*Calibration process* Die Kalibrierung erfolgte durch direkten Vergleich der durch das Bezugsnormal dargestellten  
Messwerte mit den Messwerten des Prüflings.  
*During calibration the measured quantity values of the device under test are directly compared to the measured values  
of the reference standard.*

**Referenznormale**  
*Reference standard* AKF006 Temperaturnormal / *temperature reference* DAkkS-D-K-15219-01-00-3307

**Messbedingungen**  
*Measurement conditions* Kalibrierung in einer Klimakammer  
*calibration in climatic chamber*  
Die Sensoren wurden mit einer 50 cm langen Anschlussleitung eingebracht.  
*The sensors were connected with a connection cable of 50 cm length.*

Korrekturwerte (ALMEMO®): Nullkorrektur NK= ---  
*correction values:* Steigungskorrektur SK= ---

Umgebungstemperatur: 25 °C ± 2 °C  
*ambient temperature:*

Umgebungsluftfeuchte: 40 % ± 5 %  
*ambient humidity:*

Luftdruck: 940 hPa ± 10 hPa  
*barometric pressure:*

**Messergebnisse**  
*Measurement results*

Referenzwert <i>reference</i> °C	Temperatur (Fühler-2) <i>Temperature (sensor-2)</i>		Messstelle M01 <i>port M01</i>
	Anzeige Prüfling <i>test object</i> °C	Abweichung <i>deviation</i> K	Messunsicherheit <i>measurement uncertainty</i> K
0,12	-0,18	-0,30	0,10
50,20	49,83	-0,37	0,10

**Messunsicherheit**  
*Measurement uncertainty*

Die Kalibrierung erfolgte nach der Vergleichsmethode zu den Werknormalen. Angegeben ist die erweiterte Messunsicherheit, die sich aus der Standardmessunsicherheit durch Multiplikation mit dem Erweiterungsfaktor  $k = 2$  ergibt. Die angegebene Messunsicherheit setzt sich zusammen aus den Unsicherheiten des Kalibrierverfahrens und des Kalibriergegenstandes während der Kalibrierung. Ein Anteil für die Langzeitstabilität des Kalibriergegenstandes ist nicht enthalten.

*The calibration has been effected according to the comparison method to the standards. The measuring insecurity stated is composed of the insecurities of the calibration method and of the calibrating object during the calibration. A share for the long term stability of the calibrated item is not included.*

Die obengenannten Messwerte halten die Fehlergrenzen des Prüflings ein.  
*The measuring values stated above keep the error limits of the probe.*

**Kalibriergegenstand**  
*Object of calibration* NTC Temperaturfühler mit Messgerät, System ALMEMO®, Auflösung 0,01 °C  
*NTC temperature sensor with device, system ALMEMO®, Resolution 0,01 °C*

**Kalibrierverfahren**  
*Calibration process* Die Kalibrierung erfolgte durch direkten Vergleich der durch das Bezugsnormale dargestellten Messwerte mit den Messwerten des Prüflings.  
*During calibration the measured quantity values of the device under test are directly compared to the measured values of the reference standard.*

**Referenznormale**  
*Reference standard* AKF006 Temperaturnormal / *temperature reference* DAKS-D-K-15219-01-00-3307

**Messbedingungen**  
*Measurement conditions* Kalibrierung in einer Klimakammer  
*calibration in climatic chamber*  
Die Sensoren wurden mit einer 50 cm langen Anschlussleitung eingebracht.  
*The sensors were connected with a connection cable of 50 cm length.*

Korrekturwerte (ALMEMO®):  
*correction values:* Nullkorrektur NK= ---  
Steigungskorrektur SK= ---

Umgebungstemperatur: 25 °C ± 2 °C  
*ambient temperature:*  
Umgebungsluftfeuchte: 40 % ± 5 %  
*ambient humidity:*  
Luftdruck: 940 hPa ± 10 hPa  
*barometric pressure:*

**Messergebnisse**  
*Measurement results*

Referenzwert <i>reference</i> °C	Temperatur (Fühler-3) <i>Temperature (sensor-3)</i>		Messstelle M02 <i>port M02</i>
	Anzeige Prüfling <i>test object</i> °C	Abweichung <i>deviation</i> K	Messunsicherheit <i>measurement uncertainty</i> K
0,12	-0,07	-0,19	0,10
50,20	49,95	-0,25	0,10

**Messunsicherheit**  
*Measurement uncertainty*

Die Kalibrierung erfolgte nach der Vergleichsmethode zu den Werksnormalen. Angegeben ist die erweiterte Messunsicherheit, die sich aus der Standardmessunsicherheit durch Multiplikation mit dem Erweiterungsfaktor  $k = 2$  ergibt. Die angegebene Messunsicherheit setzt sich zusammen aus den Unsicherheiten des Kalibrierverfahrens und des Kalibriergegenstandes während der Kalibrierung. Ein Anteil für die Langzeitstabilität des Kalibriergegenstandes ist nicht enthalten.

*The calibration has been effected according to the comparison method to the standards. The measuring insecurity stated is composed of the insecurities of the calibration method and of the calibrating object during the calibration. A share for the long term stability of the calibrated item is not included.*

Die obengenannten Messwerte halten die Fehlergrenzen des Prüflings ein.  
*The measuring values stated above keep the error limits of the probe.*



**Kalibriergegenstand**  
*Object of calibration* NTC Temperaturfühler mit Messgerät, System ALMEMO®, Auflösung 0,01°C  
*NTC temperature sensor with device, system ALMEMO®, Resolution 0,01 °C*

**Kalibrierverfahren**  
*Calibration process* Die Kalibrierung erfolgte durch direkten Vergleich der durch das Bezugsnormal dargestellten Messwerte mit den Messwerten des Prüflings.  
*During calibration the measured quantity values of the device under test are directly compared to the measured values of the reference standard.*

**Referenznormale**  
*Reference standard* AKF006 Temperaturnormal / *temperature reference* DAkkS-D-K-15219-01-00-3307

**Messbedingungen**  
*Measurement conditions* Kalibrierung in einer Klimakammer  
*calibration in climatic chamber*  
Die Sensoren wurden mit einer 50 cm langen Anschlussleitung eingebracht.  
*The sensors were connected with a connection cable of 50 cm length.*

Korrekturwerte (ALMEMO®):  
*correction values:*

Nullkorrektur	NK= ---
Steigungskorrektur	SK= ---

Umgebungstemperatur:  
*ambient temperature:* 25 °C ± 2 °C

Umgebungsluftfeuchte:  
*ambient humidity:* 40 % ± 5 %

Luftdruck:  
*barometric pressure:* 940 hPa ± 10 hPa

**Messergebnisse**  
*Measurement results*

Referenzwert <i>reference</i> °C	Temperatur (Fühler-4) <i>Temperature (sensor-4)</i>		Messstelle M03 <i>port M03</i>
	Anzeige Prüfling <i>test object</i> °C		Abweichung <i>deviation</i> K
0,12	0,05		Messunsicherheit <i>measurement uncertainty</i> K
50,20	50,16	-0,07	0,10
		-0,04	0,10

**Messunsicherheit**  
*Measurement uncertainty* Die Kalibrierung erfolgte nach der Vergleichsmethode zu den Werksnormalen. Angegeben ist die erweiterte Messunsicherheit, die sich aus der Standardmessunsicherheit durch Multiplikation mit dem Erweiterungsfaktor k = 2 ergibt. Die angegebene Messunsicherheit setzt sich zusammen aus den Unsicherheiten des Kalibrierverfahrens und des Kalibriergegenstandes während der Kalibrierung. Ein Anteil für die Langzeitstabilität des Kalibriergegenstandes ist nicht enthalten.

*The calibration has been effected according to the comparison method to the standards. The measuring insecurity stated is composed of the insecurities of the calibration method and of the calibrating object during the calibration. A share for the long term stability of the calibrated item is not included.*

Die obengenannten Messwerte halten die Fehlergrenzen des Prüflings ein.  
*The measuring values stated above keep the error limits of the probe.*

----- Ende des Zertifikates / end of certificate -----

## **A.4 Messung des Wärmewiderstands zwischen Probenhalter und Probe**

### *A.4.1 Probencharakterisierung*

Für die Messung wurde eine polierte Kupferprobe (Probennummer JS\_55) mit schwarzer Farbe (Pyromark 2500) lackiert. Der Wärmeleitkoeffizient der Farbe wurde anhand von Literaturwerten auf  $0,5 \text{ Wm}^{-1} \text{ K}^{-1}$  abgeschätzt [156]. Die mittlere Schichtdicke der Farbschicht wurde mit einer Mikrometerschraube an 4 verschiedenen Positionen auf der Probe gemessen und beträgt  $(15 \pm 1) \mu\text{m}$ .

### *A.4.2 Bestimmung des Emissionskoeffizienten*

Zur Messung der Oberflächentemperatur der lackierten Probe wurde eine Infrarotkamera (T200, FLIR Systems) genutzt. Zur Bestimmung des Emissionskoeffizienten im relevanten Temperaturbereich von  $40 \text{ °C}$  bis  $60 \text{ °C}$  wurde die Probe in der Versuchsanlage eingebaut und über das Kühlwasser auf der Seite des Probenhalters beheizt. Die Wärmeübertragung über freie Konvektion von der Probenoberfläche an die Umgebung war dabei sehr gering. Aufgrund der geringen Wärmestromdichten lässt sich die Oberflächentemperatur der Probe im stationären Zustand mit den Temperatursensoren im Probenhalter sehr genau bestimmen. Die Wärmeleitwiderstände zwischen Probenhalter und Probenoberfläche haben in diesem Fall einen vernachlässigbar geringen Einfluss auf die ermittelte Oberflächentemperatur der Probe. Für die beiden Kalibrierpunkte wurden auf diese Weise Temperaturen von  $(39,23 \pm 0,09) \text{ °C}$  und  $(58,3 \pm 0,09) \text{ °C}$  ermittelt. Diese Werte wurden für die Bestimmung des Emissionskoeffizienten auf 0,81 genutzt, womit bei der Infrarotmessung Temperaturen von  $39,3 \text{ °C}$  und  $58,1 \text{ °C}$  für die beiden Kalibrierpunkte gemessen wurden. Abbildung A.2 zeigt die Ergebnisse der Kalibrierungsmessungen für verschiedene Emissionskoeffizienten im relevanten Messbereich. Der Einfluss der Temperaturabhängigkeit des Emissionskoeffizienten auf die Messwerte wurde zu weniger als  $0,05 \text{ K}$  bestimmt und kann deshalb vernachlässigt werden.

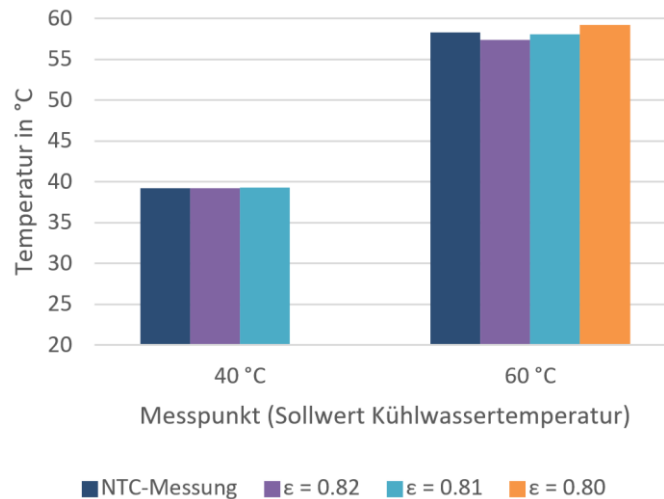


Abbildung A.2: Infrarot-Temperaturmessung der Oberflächentemperatur bei verschiedenen Emissionskoeffizienten  $\epsilon$  im Vergleich zur Messung über den Probenhalter (NTC-Messung).

#### A.4.3 Messung des Wärmewiderstands

Für die Messung des Wärmeleitwiderstands wurde mit Hilfe einer Druckluftkühlung der Probenoberfläche die Wärmestromdichte durch den Probenhalter und die Probe erhöht, nachdem zuvor (wie in Abschnitt A.4.2 beschrieben) ein stationärer Zustand ohne Kühlung erreicht wurde. Die Kühlwassertemperatur wurde dabei auf 60,0 °C eingestellt. Nach Erreichen eines stationären Zustandes mit der Druckluftkühlung wurden die Temperaturen im Probenhalter sowie auf der Oberfläche der Probe gemessen. Abbildung A.3 zeigt beispielhaft eine Messung ohne und mit Druckluftkühlung.

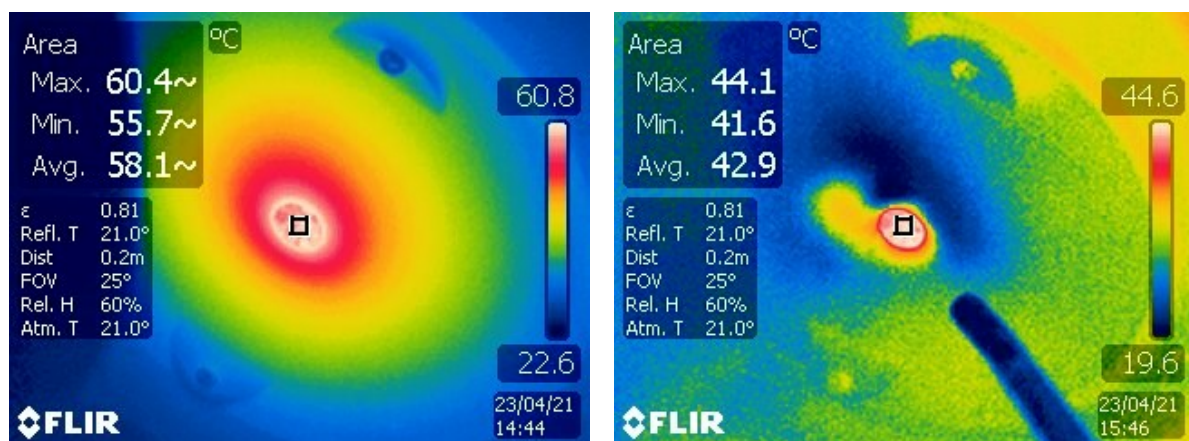


Abbildung A.3: Wärmebildaufnahmen bei Kühlwassertemperatur 60 °C *links*: ohne Druckluftkühlung, *rechts*: mit Druckluftkühlung.

Für jeden Messpunkt wurden mit der Infrarotkamera mehrere Temperaturmessungen auf der Probenoberfläche durchgeführt und die Ergebnisse gemittelt. Anhand der Temperaturmessung im Probenhalter wurde ebenfalls eine Oberflächentemperatur ermittelt. Dieser nach Gleichung (5-10) berechnete Wert ist abhängig von dem Wärmewiderstand zwischen Probenhalter und Probe  $R_{PH-P}$ , sodass sich über einen Vergleich mit dem gemessenen Werten der Oberflächentemperatur dieser Wärmewiderstand bestimmen lässt. Dabei wurde der zusätzliche Wärmeleitwiderstand durch die Farbschicht auf der Probe berücksichtigt. Das Vorgehen ist beispielhaft für eine Messreihe in Abbildung A.4 dargestellt.

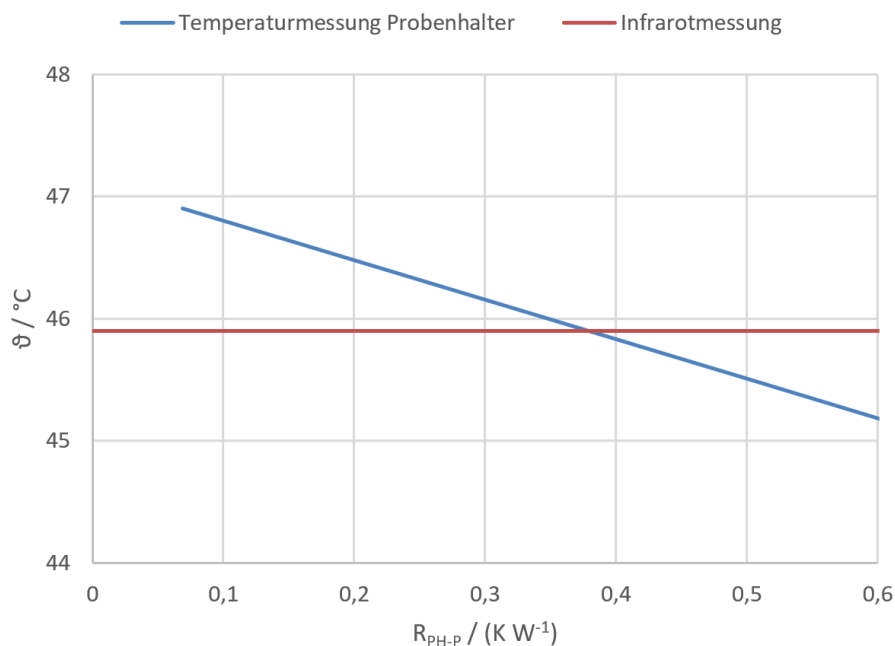


Abbildung A.4: Ermittlung des Wärmewiderstands zwischen Probenhalter und Probe  $R_{PH-P}$  durch Vergleich der anhand der Temperaturmessung im Probenhalter ermittelten Oberflächentemperatur mit der anhand der Infrarotkamera bestimmten Oberflächentemperatur. Aus dem Schnittpunkt der beiden Geraden ergibt sich der gesuchte Wärmewiderstand  $R_{PH-P}$ .

Die oben beschriebene Messung wurde zweimal wiederholt. Gemittelt über die insgesamt drei Messreihen ergibt sich zwischen Probenhalter und Probe ein Wärmewiderstand von  $R_{PH-P} = 0,374 \text{ K W}^{-1}$ . Dies entspricht einem Wärmedurchgangskoeffizient von  $k_{PH-P} = 23,6 \text{ kW m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ . Die Unsicherheit wurde auf 5 % des Messwertes abgeschätzt, sodass sich für den Wärmewiderstand ein Wert von  $R_{PH-P} = (0,374 \pm 0,019) \text{ K W}^{-1}$  ergibt.

## A.5 Messergebnisse

Tabelle A.1: Messergebnisse für Filmkondensation auf Kupfer-Referenzproben. Angegeben sind die Wandunterkühlung  $\Delta\vartheta_{\text{sub}}$  und die Wärmestromdichte  $\dot{q}$  sind mit den jeweiligen Standardmessunsicherheiten  $u$ .

Messreihe	Messpunkt	$\Delta\vartheta_{\text{sub}} / \text{K}$	$u(\Delta\vartheta_{\text{sub}}) / \text{K}$	$\dot{q} / (\text{kW m}^{-2})$	$u(\dot{q}) / (\text{kW m}^{-2})$
Cu-1a	0	0,10	0,14	6,1	0,5
Cu-1a	1	0,32	0,17	16,4	0,9
Cu-1a	2	1,11	0,20	24,9	1,3
Cu-1a	3	1,70	0,24	34,5	1,7
Cu-1a	4	4,50	0,39	63,4	3,2
Cu-1b	0	0,06	0,14	0,9	0,4
Cu-1b	1	0,14	0,14	2,9	0,4
Cu-1b	2	2,17	0,31	47,7	2,4
Cu-1b	3	4,13	0,39	62,9	3,2
Cu-1b	4	6,68	0,48	78,0	3,9
Cu-1c	0	0,09	0,14	8,1	0,6
Cu-1c	1	0,22	0,18	20,7	1,1
Cu-1c	2	1,19	0,21	28,4	1,5
Cu-1c	3	2,34	0,27	39,6	2,0
Cu-1c	4	3,99	0,34	54,0	2,7
Cu-1c	5	6,06	0,43	69,8	3,5
Cu-1c	6	7,88	0,50	82,2	4,2
Cu-1d	0	0,17	0,14	7,0	0,5
Cu-1d	1	0,45	0,17	18,9	1,0
Cu-1d	2	0,80	0,22	28,8	1,5
Cu-1d	3	1,70	0,27	41,0	2,1
Cu-1d	4	3,10	0,35	55,5	2,8
Cu-1e	0	0,33	0,14	8,7	0,6
Cu-1e	1	2,18	0,25	39,8	2,0
Cu-1e	2	5,25	0,41	71,3	3,6
Cu-1e	3	6,18	0,48	83,7	4,2

Tabelle A.1: Messergebnisse für Filmkondensation auf Kupfer-Referenzproben. Angegeben sind die Wandunterkühlung  $\Delta\vartheta_{\text{sub}}$  und die Wärmestromdichte  $\dot{q}$  sind mit den jeweiligen Standardmessunsicherheiten  $u$  (fortgesetzt).

Messreihe	Messpunkt	$\Delta\vartheta_{\text{sub}} / \text{K}$	$u(\Delta\vartheta_{\text{sub}}) / \text{K}$	$\dot{q} / (\text{kW m}^{-2})$	$u(\dot{q}) / (\text{kW m}^{-2})$
Cu-1f	0	0,45	0,15	9,6	0,6
Cu-1f	1	2,58	0,26	40,0	2,0
Cu-1f	2	6,04	0,41	70,5	3,6
Cu-1f	3	7,57	0,47	81,6	4,1
Cu-2	0	0,12	0,14	7,1	0,5
Cu-2	1	0,72	0,17	18,4	1,0
Cu-2	2	1,24	0,21	27,8	1,4
Cu-2	3	2,99	0,30	45,2	2,3
Cu-2	4	4,92	0,38	61,4	3,1
Cu-2	5	7,16	0,47	77,4	3,9
Cu-3a	0	0,26	0,15	10,0	0,6
Cu-3a	1	2,65	0,26	40,1	2,0
Cu-3a	2	5,88	0,41	71,4	3,6
Cu-3b	0	0,20	0,15	9,8	0,6
Cu-3b	1	1,29	0,27	42,8	2,1
Cu-3b	2	4,99	0,42	73,0	3,7

Tabelle A.2: Messergebnisse der PFDETS- und SiO<sub>2</sub>-Beschichtungen. Angegeben sind die Wandunterkühlung  $\Delta\vartheta_{\text{sub}}$  und die Wärmestromdichte  $\dot{q}$  sind mit den jeweiligen Standardmessunsicherheiten  $u$ .

Messreihe	Messpunkt	$\Delta\vartheta_{\text{sub}} / \text{K}$	$u(\Delta\vartheta_{\text{sub}}) / \text{K}$	$\dot{q} / (\text{kW m}^{-2})$	$u(\dot{q}) / (\text{kW m}^{-2})$
PFDETS-1	0	0,19	0,14	6,3	0,5
PFDETS-1	1	0,38	0,31	51,2	2,6
PFDETS-1	2	0,65	0,46	81,2	4,1
PFDETS-1	3	1,13	0,53	94,3	4,8
PFDETS-2a	0	0,19	0,14	8,1	0,6
PFDETS-2a	1	0,36	0,31	52,6	2,6
PFDETS-2a	2	0,61	0,39	67,4	3,4
PFDETS-2a	3	0,69	0,47	82,5	4,1
PFDETS-2a	4	1,07	0,54	95,9	4,8
PFDETS-2b	0	0,23	0,14	8,0	0,6
PFDETS-2b	1	0,29	0,31	52,0	2,6
PFDETS-2b	2	0,63	0,39	66,7	3,3
PFDETS-2b	3	0,67	0,47	82,0	4,1
PFDETS-2b	4	1,52	0,53	94,3	4,8
SiO <sub>2</sub> -1	0	0,23	0,14	7,5	0,5
SiO <sub>2</sub> -1	1	0,24	0,16	14,2	0,8
SiO <sub>2</sub> -1	2	0,41	0,17	19,5	1,0
SiO <sub>2</sub> -1	3	0,55	0,22	31,8	1,6
SiO <sub>2</sub> -1	4	1,08	0,38	65,0	3,3
SiO <sub>2</sub> -1	5	2,13	0,52	92,4	4,7
SiO <sub>2</sub> -2a	0	0,24	0,14	7,9	0,6
SiO <sub>2</sub> -2a	1	0,64	0,31	51,5	2,6
SiO <sub>2</sub> -2a	2	0,88	0,38	66,3	3,3
SiO <sub>2</sub> -2a	3	0,95	0,46	81,7	4,1
SiO <sub>2</sub> -2a	4	1,21	0,53	95,1	4,8
SiO <sub>2</sub> -2b	0	0,18	0,14	7,3	0,5
SiO <sub>2</sub> -2b	1	0,49	0,31	51,0	2,6
SiO <sub>2</sub> -2b	2	0,72	0,38	66,0	3,3
SiO <sub>2</sub> -2b	3	0,73	0,46	81,2	4,1
SiO <sub>2</sub> -2b	4	0,95	0,53	94,8	4,8