

# WEITERENTWICKLUNG EINER MATLAB®-AUSWERTEROUTINE ZUR ERMITTLUNG DER FILMKÜHLGRÖSSEN FÜR EINE KONTURIERTE BOHRUNG

J. Müller, T. Glasenapp, M. Fraas, A. Schulz, H.-J. Bauer  
 Institut für Thermische Strömungsmaschinen (ITS)  
 Karlsruher Institut für Technologie (KIT)  
 Kaiserstr. 12, 76131 Karlsruhe, Deutschland

## Zusammenfassung

Eine Maßnahme zur Steigerung des Wirkungsgrades von Gasturbinen ist eine effizientere Kühlung der Turbinenschaufeloberfläche. Als Kühlverfahren hat sich dabei die Filmkühlung bewährt. Zur Untersuchung der Einflussfaktoren auf die Filmkühlung wurde am Institut für Thermische Strömungsmaschinen (ITS) ein Prüfstand aufgebaut. Ziel dieser Arbeit ist es, eine Routine zur Datenauswertung an diesen Prüfstand anzupassen, weiterzuentwickeln und bei Messungen anzuwenden. Die Routine umfasst die Verarbeitung der Rohmessdaten bis hin zu lokalen Temperatur- und Wärmestromverteilungen. Diese werden anschließend mittels Superpositionsprinzip der Filmkühlung ausgewertet, um stromab der Filmkühlbohrungen Verteilungen für adiabate Filmkühleffektivität und Wärmeübergangskoeffizienten zu bestimmen.

Bei der Durchführung der Versuche werden Ausblaserate, Turbulenzgrad der Heißgasströmung sowie der laterale Abstand der Filmkühlbohrungen variiert. Als Kühlluftbohrung wird eine sogenannte 10-10-10° laidback fan-shaped Filmkühlbohrung verwendet. Die Messdaten werden mit Hilfe der neu implementierten Routine ausgewertet. Zunächst wird der konvektive Wärmeübergang ohne Filmkühlung bestimmt und mit einer Korrelation verglichen. In den meisten Bereichen wird eine sehr gute qualitative und quantitative Übereinstimmung erzielt. Anschließend folgt eine Diskussion der Messergebnisse mit Filmkühlung. Die Steigerung der Ausblaserate führt für alle untersuchten Fälle zu einer verbesserten Kühlwirkung. Eine Verringerung des Bohrungsabstandes führt zu einem Zusammenwachsen der Filmkühlstrahlen und einer verbesserten Filmkühlwirkung. Die beobachteten Zusammenhänge decken sich mit bisherigen Erkenntnissen. Ein Vergleich der im Experiment bestimmten Filmkühleffektivitäten mit Werten von Schroeder und Thole (2014), die eine ähnliche Kühlluftbohrung untersucht haben, zeigt eine gute qualitative Übereinstimmung.

## NOMENKLATUR

Symbol	Einheit	Bedeutung
--------	---------	-----------

### Lateinische Symbole

D	mm	Bohrungsdurchmesser
DR	-	Dichteverhältnis
l	m	Länge
L	mm	Bohrungslänge
M	-	Ausblaserate
$\dot{q}$	W/m <sup>2</sup>	Wärmestromdichte
P	mm	Bohrungsteilung
Re	-	Reynolds-Zahl
t	mm	Bohrungsbreite am Austritt
T	K	Temperatur
Tu	%	Turbulenzgrad
u	m/s	Geschwindigkeit
x, y, z	mm	kartesische Koordinaten

### Griechische Symbole

$\alpha$	W/(m <sup>2</sup> K)	Wärmeübergangskoeffizient
----------	----------------------	---------------------------

$\beta$	°	Ausblasewinkel
$\gamma$	°	Öffnungswinkel
$\eta$	-	Filmkühleffektivität
$\theta$	-	dimensionsloses Temperaturverhältnis
$\nu$	m <sup>2</sup> /s	kinematische Viskosität
$\rho$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte

### Indizes

aW	adiabate Wand
char	charakteristisch
f	Filmkühlung
HG	Heißgas
KL	Kühlluft
konv	konvektiv
Korrel	Korrelation
lat	lateral
rec	recovery
total	total

vor	vorwärts
W	Wand
zyl	zylindrisch
0	ohne Filmkühlung

**Abkürzungen**

FEM	Finite-Elemente-Methode
IR	Infrarot
ITS	Institut für Thermische Strömungs- maschinen
LFH	Laidback fan-shaped holes
PEEK	Polyaryletherketon
TiAl	Titanaluminium (TiAl6V4)

**1. EINLEITUNG**

Ein wesentlicher Verursacher des Klimawandels ist nach heutigem Erkenntnisstand die Emission von Treibhausgasen. Aus diesem Grund ist eine Reduktion dieser Treibhausgasemission anzustreben.

Der Sektor der Mobilität spielt dabei eine wichtige Rolle und damit auch der Wirkungsgrad von Gasturbinen, die beispielsweise in Triebwerken Verwendung finden.

Eine Möglichkeit zur Wirkungsgradsteigerung von Gasturbinen ist eine effiziente Kühlung der Turbinenschaufeln. Als Kühlsystem hat sich dabei die Filmkühlung etabliert. Hierbei wird dem primären Luftpfad der Gasturbine nach dem Verdichter Kühlluft entnommen. Diese wird dann aus diskreten Bohrungsreihen auf der Turbinenschaufel ausgeblasen und schützt diese durch einen Kühlfilm. Jedoch steht die Kühlluft nicht mehr dem primären Luftpfad zur Verfügung und sollte daher auf ein Minimum reduziert werden.

Die Filmkühlung ist bereits seit den Siebzigern ein Forschungsfeld am Institut für Thermische Strömungsmaschinen (ITS). Dabei konnten unter anderem Baldauf et al. [1] Saumweber und Schulz [2] [3], Ochs et al. [4], Kneer et al. [5] [6] und Fraas et al. [7] wichtige Erkenntnisse auf dem Feld der Filmkühlung erzielen. Dennoch ist die Filmkühlung weiterhin nicht vollständig physikalisch beschreibbar und numerische Modelle sind oft zur Auslegung von Gasturbinen nicht ausreichend. Grund hierfür ist die Vielzahl an Variablen, die die Effektivität der Filmkühlung beeinflussen. Aus diesem Grund wird verstärkt auf experimentelle Daten zurückgegriffen.

Um die Einflüsse der Bohrungsgeometrie [8] und der Oberflächenrauigkeit von Turbinenschaufeln [9] zu untersuchen, ist am ITS je ein Prüfstand vorhanden. Für ersteren Prüfstand ist bereits eine komplexe Auswerterroutine vorhanden.

Ziel der Arbeit ist es, diese Auswerterroutine auf den Prüfstand zur Ermittlung des Einflusses der Oberflächenrauigkeit anzupassen und weiterzuentwickeln. Dies ist möglich, da sich beide Prüfstände in der Messtechnik und im Versuchsaufbau ähneln. Mit dieser Auswerterroutine sollen zudem die ersten Filmkühlmessungen ausgewertet werden.

**2. GRUNDLAGEN**

Zusammenhänge und Begriffe, die zum Verständnis dieser Arbeit notwendig sind, werden in diesem Kapitel beleuchtet.

**2.1. Filmkühlung**

Filmkühlung zeichnet sich dadurch aus, dass durch diskrete Bohrungen ein Luftmassenstrom mit einer niedrigeren Temperatur als die der Hauptströmung (ab jetzt als Heißgasströmung bezeichnet) ausgeblasen wird. Dieser Kühlluftstrom legt sich über die Turbinenschaufeln (ab jetzt als Wand bezeichnet) und schützt diese vor hohen Temperaturen, indem sie den Wärmestrom in die Wand reduziert. Da der Kühlluftstrom einer einzelnen Bohrung nur einen kleinen Bereich abdeckt, werden mehrere Bohrungen nebeneinander angeordnet. Bei zunehmender Distanz stromabwärts der Bohrung vermischt sich die Kühlluft zunehmend mit dem Heißgas und die Wirkung der Kühlung nimmt ab. Abhilfe schafft hierbei beispielsweise eine weitere Bohrungsreihe.

Für den konvektiv übertragenen Wärmestrom von der Heißgasströmung in die Wand ist der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  von Interesse. Mit ihm lässt sich der konvektive Wärmestrom ohne Filmkühlung mit

$$(1) \quad \dot{q}_{W,konv} = \alpha_0 \cdot (T_{HG,rec} - T_W)$$

berechnen. Dabei entspricht  $T_W$  der Temperatur auf der Wandoberfläche,  $T_{HG,rec}$  der Heißgastemperatur.

**2.2. Superpositionsprinzip**

Liegt Filmkühlung vor, kann der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  nicht nach Gleichung (1) berechnet werden. Der Temperaturverlauf im Kühlfilm ist durch diesen stark beeinflusst, weshalb eine Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten auf Basis der Größen der Freiströmung die Vorgänge in der Filmgrenzschicht nicht abbilden kann. Aus diesem Grund wird für die Filmkühlung der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_f$  eingeführt. Zu dessen Ermittlung wird das Superpositionsprinzip nach Choe et al. [10] verwendet, das von einem linearen Zusammenhang zwischen Wärmeübergangskoeffizient und einem dimensionslosen Temperaturverhältnis  $\theta$  ausgeht.  $\theta$  ist dabei definiert als

$$(2) \quad \theta = \frac{T_{HG,rec} - T_{KL}}{T_{HG,rec} - T_{aw}}$$

Mit dem Superpositionsprinzip wird zusätzlich auch die adiabate Wandtemperatur  $T_{aw}$  bestimmt. Diese entspricht der Wandtemperatur, bei der kein Wärmestrom in die Wand fließt. Eine schematische Darstellung des Superpositionsprinzips ist in Bild 1 dargestellt.

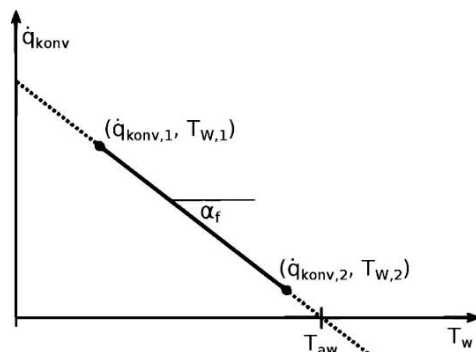


BILD 1. Superpositionsprinzip nach Choe et al. [10]

Für den linearen Zusammenhang werden die Wandtemperatur  $T_w$  und die konvektive Wärmestromdichte  $\dot{q}_{w,konv}$  für zwei identische Strömungsbedingungen, aber bei unterschiedlichen thermischen Randbedingungen (Indizes 1 und 2) ermittelt. Anhand dieser beiden Stützstellen kann ein linearer Zusammenhang zwischen Wandtemperatur  $T_w$  und der konvektiven Wärmestromdichte  $\dot{q}_{w,konv}$  ermittelt werden. Mit diesem Zusammenhang und der Randbedingung  $\dot{q}_{w,konv} = 0$  wird die adiabate Wandtemperatur  $T_{aw}$  bestimmt. Der Wärmeübergangskoeffizient bei Filmkühlung  $\alpha_f$  entspricht der Steigung der Geraden. Es gilt somit:

$$(2) \quad \alpha_f = \frac{\dot{q}_{konv,1} - \dot{q}_{konv,2}}{T_{w,2} - T_{w,1}} .$$

### 2.3. Dimensionslose Kenngrößen

Messungen unter realen Bedingungen bezüglich Temperatur und Druck sind praktisch nicht möglich. Um die Ergebnisse dennoch auf reale Probleme übertragen zu können, werden die Experimente skaliert und die Filmkühlergebnisse als dimensionslose Kennzahlen dargestellt.

Eine zentrale Kennzahl ist dabei die adiabate Filmkühlerfektivität  $\eta_{aw}$ . Sie ist definiert als

$$(3) \quad \eta_{aw} = \frac{T_{HG,rec} - T_{aw}}{T_{HG,rec} - T_{total,KL}} .$$

Sie ist das Verhältnis der Differenz aus Heißgasrecoverytemperatur  $T_{HG,rec}$  und adiabater Wandtemperatur  $T_{aw}$  zur Differenz aus Heißgasrecoverytemperatur  $T_{HG,rec}$  und Totaltemperatur der Kühlluft  $T_{total,KL}$ . Bei einer idealen Filmkühlung entspricht die adiabate Wandtemperatur  $T_{aw}$  der Kühllufttemperatur  $T_{total,KL}$ . Das heißt die adiabate Filmkühlerfektivität erreicht den Maximalwert  $\eta_{aw} = 1$ . Liegt keine Filmkühlerfektivität vor, so entspricht die adiabate Wandtemperatur  $T_{aw}$  der Heißgasrecoverytemperatur  $T_{HG,rec}$  und die adiabate Filmkühlerfektivität wird zu null.

Um die Einflüsse der Geometrie und der Strömung quantifizieren zu können, werden diese Größen ebenso in dimensionslose Kennzahlen umgerechnet. Eine zentrale Kennzahl ist die Ausblaserate  $M$ , die mit

$$(4) \quad M = \frac{\rho_{KL} \cdot u_{KL}}{\rho_{HG} \cdot u_{HG}}$$

berechnet wird. Sie ist das Massenstromdichtenverhältnis von Kühlluft und Heißgas und für viele Untersuchungen eine Variable, deren Auswirkung auf die Filmkühlerfektivität untersucht wird.

Neben der Ausblaserate sind auch die Reynolds-Zahlen der beiden Massenströme ( $Re_{HG,D}$  und  $Re_{KL,D}$ ) wichtige Kennzahlen. Sie werden mit der entsprechenden Strömungsgeschwindigkeit  $u$ , der kinematischen Viskosität  $\nu$  und einer charakteristischen Länge  $l$  berechnet. Die charakteristische Länge entspricht im Fall der Filmkühlung dem Bohrungsdurchmesser  $D$ :

$$(5) \quad Re = \frac{u \cdot l_{char}}{\nu} .$$

Das Dichteverhältnis  $DR$  berechnet sich zu

$$(6) \quad DR = \frac{\rho_{KL}}{\rho_{HG}} .$$

Mit dem Dichteverhältnis liegt zudem eine wichtige Skalierungsgröße zur Gewährleistung der Übertragbarkeit von Filmkühlmessungen auf reale Maschinen vor.

Für die Berechnung des Turbulenzgrades der Heißgasströmung  $Tu_{HG}$  wird das gemittelte Quadrat der Geschwindigkeitsschwankung der Heißgasströmung  $\overline{u'_{HG}{}^2}$  benötigt. Mit dieser Größe und der Heißgasströmungsgeschwindigkeit berechnet sich der Turbulenzgrad  $Tu_{HG}$  aus

$$(7) \quad Tu_{HG} = \frac{\sqrt{\overline{u'_{HG}{}^2}}}{u_{HG}} .$$

## 3. EXPERIMENTELLER AUFBAU

In diesem Kapitel wird der verwendete experimentelle Aufbau erläutert. Dazu zählen die Messstrecke (Kapitel 3.1) und die Auswertoutine der Messgrößen (Kapitel 3.2). Beide Punkte wurden bereits in einer Veröffentlichung von Glasenapp et al. [9] detailliert diskutiert.

### 3.1. Messstrecke

Der Querschnitt des Versuchskanals ist in Bild 2 dargestellt.

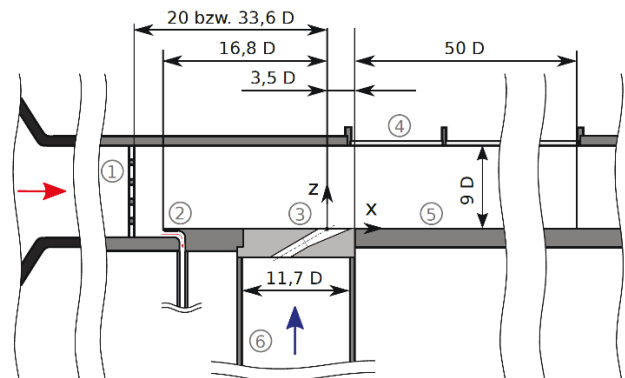


BILD 2. Querschnitt des Versuchskanals nach Glasenapp et al. [9]

Dem Versuchskanal wird über eine Düse das Heißgas zugeführt. Stromab der Düse befindet sich ein Turbulenzgitter (1). Mit ihm können gewünschte Turbulenzgrade der Hauptströmung realisiert werden.

Auf das Turbulenzgitter folgt nach kurzer Distanz eine Grenzschichtabsaugung (2), um eine definierte Grenzschichtdicke am Austritt der Kühlluftbohrung zu realisieren.

Im austauschbaren Ausblasemodul (3) sind fünf Kühlluftbohrungen platziert, um die laterale Beeinflussung der einzelnen Kühlluftstrahlen zu untersuchen. Durch die Austauschbarkeit der Module können verschiedene Bohrungsgeometrien untersucht werden. Die Versorgung der Bohrungen mit Kühlluft erfolgt über ein Plenum (6).

Für spätere Filmkühluntersuchungen wird der Ursprung des Koordinatensystems in den Schnittpunkt aus Bohrungsschneidfläche der zentralen Bohrung und der Ebene der Messplattenoberfläche gelegt. Ein weiteres verwendetes Koordinatensystem wird als Messplattenkoordinaten-

system ( $x^*$ ,  $y^*$ ,  $z^*$ ) bezeichnet und ist gegenüber dem vorherigen Koordinatensystem in x-Richtung um  $3,5D$  auf den Beginn der Messplatte verschoben.

Die Messplatte (5) ist austauschbar, um die thermischen Randbedingungen, die für das Superpositionsprinzip notwendig sind, zu realisieren.

Über der Messstrecke befinden sich insgesamt fünf Fenster (4), durch die IR-Aufnahmen erfolgen.

### 3.1.1. Aufbau und Konfigurationen der Messplatte

Um das Superpositionsprinzip anwenden zu können, sind zwei Messplatten zur Realisierung der beiden thermischen Randbedingungen notwendig. Diese beiden Platten sind in Bild 3 im Querschnitt dargestellt.

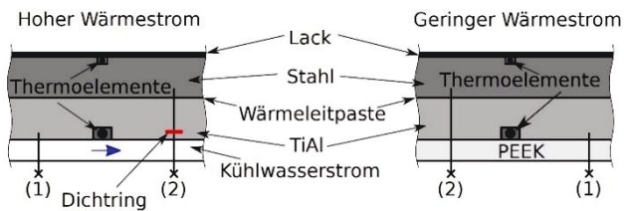


BILD 3. Querschnitt der Messplatten nach Glasenapp et al. [9]

Hauptbestandteil des Plattenverbundes, der unabhängig von der thermischen Randbedingung verwendet wird, bildet eine Stahlplatte (1.2842), sowie eine Schicht aus TiAl. Eine dünne Schicht aus Wärmeleitpaste stellt eine gute thermische Verbindung zwischen den Platten sicher. Auf der Oberseite der Stahlplatte und der Unterseite der TiAl-Platte sind Nuten eingefräst. In ihnen sind Thermoelemente, die für die spätere Kalibrierung notwendig sind, eingeklebt. Auf der Messplattenoberseite ist ein Schwarzlack aufgesprüht, der zu einer hohen Emissivität der Messplatte führt, die unabhängig vom Blickwinkel ist.

Zur Realisierung der thermischen Randbedingung wird je nach benötigtem Fall an die Unterseite der Messplatte ein unterschiedliches Modul angebracht. Für eine möglichst adiabate Randbedingung wird eine Kunststoffplatte aus Polyaryletherketon (PEEK) mit niedriger Wärmeleitfähigkeit als Unterseite verwendet. Für die zweite Stützstelle des Superpositionsprinzips wird ein möglichst hoher Wärmestrom durch die Platte und damit eine möglichst große Temperaturdifferenz zwischen Plattenober- und unterseite benötigt. Deshalb wird eine Kühlplatte auf der Messplattenunterseite angebracht, durch die Kühlwasser in dicht aneinandergereihten Nuten quer zur Hauptströmungsrichtung fließt.

### 3.1.2. Untersuchte Bohrungsgeometrien

Die austauschbaren Ausblasemodule sind ebenfalls aus PEEK hergestellt. Für Messungen ohne Filmkühlung wird ein Modul ohne Filmkühlbohrungen verwendet.

Es wurden zwei Varianten einer laidback fan-shaped Bohrung (LFH) untersucht. Diese sind in Bild 4 im Querschnitt und in der Draufsicht dargestellt.

Für den Ausblasewinkel  $\beta$  wurden  $30^\circ$ , für die beiden Öffnungswinkel  $\gamma_{vor}$  und  $\gamma_{lat}$  jeweils  $10^\circ$  gewählt. Die Bohrungsbreite am Austritt  $t/D$  beträgt ca. 3.

Eine weitere Größe der Bohrungsgeometrie ist der laterale Abstand der Bohrungen zueinander. Dieser wird als Pitch oder Teilung bezeichnet und im Verhältnis zum

Bohrungsdurchmesser angegeben. Für die laidback fan-shaped Bohrung wurden Teilungen von  $P/D = 4$  und  $P/D = 8$  untersucht.

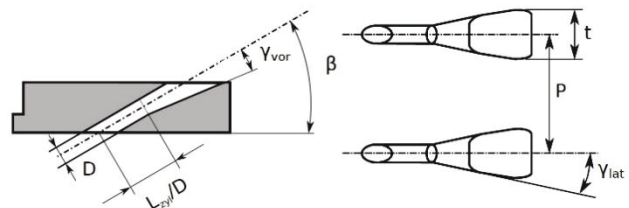


BILD 4. Bohrungsgeometrie im Querschnitt und bei Draufsicht

### 3.1.3. Experimentelle Betriebsbedingungen

In Tabelle 1 sind alle Betriebsbedingungen zusammengefasst.

TAB 1. Übersicht der Betriebsbedingungen

Strömungsparameter		
Parameter	Variable	Wert
Reynolds-Zahl Heißgas	$Re_{HG,D}$	13000
Dichteverhältnis	DR	1,7
Ausblaserate	M	0,5 – 3,0
Turbulenzgrad	Tu	3,6% / 9%
Bohrungsparameter		
Parameter	Variable	Wert
Bohrungsteilung	P/D	4 bzw. 8
Bohrungslänge	L/D	6
Zylindrische Bohrungslänge	$L_{zyl}/D$	2,15
Ausblasewinkel	$\beta$	$30^\circ$
Öffnungswinkel (vorne)	$\gamma_{vor}$	$10^\circ$
Öffnungswinkel (lateral)	$\gamma_{lat}$	$10^\circ$
Breite am Austritt	$t/D$	$\approx 3$
Flächenverhältnis	AR	$\approx 3,7$

### 3.2. Auswerterroutine

Bereits seit mehreren Jahren wird am ITS an der Filmkühlung geforscht. Somit sind bereits ein breites Wissen und diverse Skripte zur Messdatenauswertung vorhanden. Diese Werkzeuge werden im Rahmen dieser Arbeit aufgegriffen, an den Versuchsstand und die Versuchsparameter angepasst und weiter optimiert. So wurde die Auswerterroutine weiter automatisiert, indem beispielsweise FEM-Simulationen automatisch gestartet und deren Ergebnisse dem Auswerteskript übergeben werden.



Zudem wurden Zusatzfunktionen wie eine unkomplizierte Implementierung weiterer Bohrungsgeometrien oder eine automatische Überprüfung der Betriebspunktstabilität hinzugefügt.

Die Auswerteroutine konnte durch Einführung einer Strahlungskorrektur an den Fensterübergängen verbessert werden. Diese Fensterkorrektur wird näher in Kapitel 4.1 beleuchtet. Zunächst soll jedoch in den nächsten Unterkapiteln die Auswerteroutine kurz umrissen werden.

### 3.2.1. Vorkalibrierung und Positionierung der IR-Kamera

Die IR-Kamera, die zur Ermittlung der Oberflächentemperaturen der Messoberfläche genutzt wird, wird vor diesen Messungen vorkalibriert. Dazu wird als Referenzkörper ein beheizter Kupferblock mit der selben Oberflächenlackierung wie die spätere Messplatte und einem eingeklebten Thermoelement herangezogen. Zur Ermittlung der Vorkalibrierungsvariablen wird dieser Kupferblock schrittweise erhitzt. Die Strahlungswerte, die in jedem Schritt ermittelt werden, werden für die Erstellung einer „Non-Uniformity-Correction“-Matrix verwendet. Dadurch ist eine pixelweise Kalibrierung unter Berücksichtigung der Detektorungleichförmigkeit der IR-Kamera möglich. Dieses Verfahren zur Vorkalibrierung wurde von Ochs [11] [12] am ITS etabliert. Der Einfluss der Referenztemperaturen des Kupferblocks auf die Vorkalibrierung wurde im Rahmen der Arbeit näher untersucht, soll im Rahmen dieser Veröffentlichung jedoch nicht näher betrachtet werden.

Im Versuchsaufbau wird die IR-Kamera mit einem definierten Abstand über den Fenstern des Messkanals an einer Traverse unter leichter Neigung befestigt, um Selbstreflexion an den Fenstern zu verhindern.

### 3.2.2. Bildprojektion und Zusammenfügen der Einzelbilder

Nachdem durch jedes Fenster eine Aufnahme der Messoberfläche bei definierten und konstanten Versuchsbedingungen gemacht wurde, muss die Verzerrung der Einzelbilder durch die Kameraneigung korrigiert werden. Dazu wird ein Algorithmus genutzt, dem markante Punkte auf der Messoberfläche übergeben werden.

In einem weiteren Schritt werden die fünf Einzelbilder zu einem Gesamtbild zusammengesetzt. Dies ist wiederum durch einen Überlappungsbereich der Einzelbilder und markante Punkte möglich.

### 3.2.3. In-situ Kalibrierung

Um den Strahlungswerten der Messoberfläche Temperaturen zuordnen zu können, wird die in-situ Kalibrierung verwendet. Dafür sind Paare aus Strahlungswert und Temperatur notwendig. Die Strahlungswerte sind bereits vorhanden, für die Temperatur wird auf die Messwerte der unter der Lackschicht eingeklebten Thermolemente zurückgegriffen. Hier ist jedoch eine zusätzliche Temperaturkorrektur notwendig, da die Temperatur über die Dicke der Lackschicht nicht als konstant angenommen werden kann. Für die Temperaturdifferenz über die Lackschicht wird der Ansatz eines eindimensionalen Wärmestroms verwendet.

Mit den so verbleibenden Kalibrierungspaaren bestehend aus Oberflächentemperatur und Strahlungswert kann mit Hilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate die Kalibrierung erfolgen.

Für die Unterseite der Messplatte besteht kein Zugang für eine flächige Temperaturmessung. Stattdessen wird der Temperaturverlauf durch eine Funktion mit den diskreten Temperaturen der Thermolemente auf der Unterseite als Stützstellen angenähert.

### 3.2.4. FEM-Simulation

Die beiden Temperaturmatrizen werden als Randbedingung für die Berechnung der wandnormalen konduktiven Wärmeströme der Messplatte verwendet. Die Berechnung erfolgt mit Hilfe einer Finite-Elemente-Methode (FEM). Das verwendete Modell bildet den Bereich stromab einer Filmkühlbohrung ab. Der Plattenverbund ist ohne PEEK-Platte beziehungsweise Kühlwasserplatte für die Simulation abgebildet. Die Wärmeleitfähigkeiten der Materialien sind dabei temperaturabhängig hinterlegt. Mit Ausnahme der Messoberfläche und der Messplattenunterseite werden adiabate Randbedingungen benutzt.

### 3.2.5. Korrektur des radiativen Wärmestroms

Da sich der Messkanal im Betrieb deutlich erwärmt und damit von ihm auch eine nicht zu vernachlässigende Wärmestrahlung ausgeht, kann der wandnormale Wärmestrom aus der Simulation der FEM nicht dem konvektiven Wärmestrom gleichgesetzt werden. Stattdessen muss für den lokalen konvektiven Wärmestrom der lokale Strahlungswärmestrom vom konduktiven Wärmestrom an dieser Stelle abgezogen werden.

Diese Strahlungskorrektur erfolgt mit einer weiteren Simulation, in der ein „Discrete-Ordinates“ Modell verwendet wird. In der Simulation wird der komplette Versuchskanal im Bereich der Messplatte und darüber hinaus abgebildet. Ihr wird die Temperaturverteilung stromab der zentralen Filmkühlbohrung übergeben. Diese Verteilung wird lateral in beide Richtungen kopiert, um alle fünf Filmkühlbohrungen zu berücksichtigen. Für die Kanalwandtemperatur wird ein linearer Verlauf in Strömungsrichtung angenommen. Als Stützstellen für diesen Verlauf werden die Wandtemperaturen verwendet, die stromauf der Kühlluftausblasung und stromab der Messplatte gemessen werden. Über diese Punkte hinaus wird die Temperatur als konstant angenommen. In lateraler Richtung wird ein konstanter Temperaturverlauf angenommen.

### 3.2.6. Berechnung der Filmkühlgrößen

Nach der Strahlungskorrektur durch den Messkanal liegen damit lokale konvektive Wärmeströme vor. Durch das Superpositionsprinzip können mit Hilfe der Wärmeströme und Oberflächentemperaturen bei beiden thermischen Randbedingungen Wärmeübergangskoeffizienten bei Filmkühlung  $\alpha_f$ , adiabate Wandtemperaturen  $T_{aw}$  und schließlich die adiabate Filmkühleffektivitäten berechnet werden.

## 4. AUSWERTUNG DER MESSERGEBNISSE

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Filmkühlmessungen für den Turbulenzgrad  $Tu = 9\%$  aufgezeigt und diskutiert. Dabei soll neben der Filmkühleffektivität auch der Wärmeübergangskoeffizient bei Filmkühlung  $\alpha_f$  mit dem der ungestörten Strömung  $\alpha_0$  verglichen werden. Dadurch kann eine mögliche Anfachung des Wärmeübergangs durch die Filmkühlung und deren Bereiche aufgezeigt werden. Diese Anfachung bedeutet, dass der Wärmeübergang in die Messplatte durch die Filmkühlung erhöht wird und somit einen negativen Einfluss auf die Bewertung der Kühlwirkung hat. Zur Beurteilung der Anfachung sind die

Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_0$  notwendig, die ebenfalls experimentell ermittelt wurden und in Kapitel 4.2 diskutiert werden.

Zuvor wird in Kapitel 4.1 die für die Auswerterroutine implementierte Strahlungskorrektur an Fensterübergängen und deren Einfluss auf die Messergebnisse diskutiert.

Die für die Diskussion ermittelten Filmkühlgrößen werden für jede Messreihe anhand der zentralen Bohrung untersucht. Der betrachtete Bereich entspricht in lateraler Richtung in beide Richtungen jeweils dem halben Bohrungsabstand. In Strömungsrichtung findet die Auswertung bis zu einer Lauflänge von  $x/D = 50$  statt. Der Bereich  $x/D < 5$  wird dabei nicht berücksichtigt. Grund hierfür ist, dass konstruktiv bedingt die thermische Randbedingung durch die wassergekühlte Messplattenunterseite nicht direkt mit dem Beginn der Messplatte in Strömungsrichtung zusammenfällt.

#### 4.1. Fensterkorrektur an Fensterübergängen

In Bild 5 sind die lateral gemittelten Strahlungswerte der Messung ohne Filmkühlung bei wassergekühlter Messplatte (Bild 3, links) und hohem Turbulenzgrad in Abhängigkeit der Lauflänge aufgetragen. Dabei wird das Messplattenkoordinatensystem verwendet.

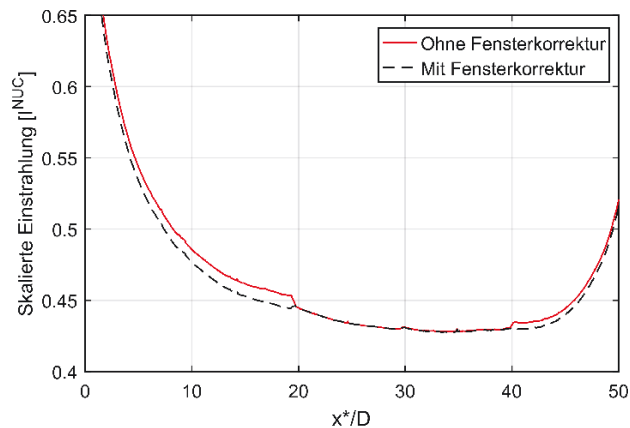


BILD 5. Lateral gemittelte Strahlungswerte ohne Filmkühlung bei  $Tu = 9\%$ , wassergekühlte Messplatte für die Fälle mit und ohne Fensterkorrektur

Der Strahlungsverlauf ohne Korrektur zeigt deutliche Sprünge an Fensterübergängen auf. Die gegenüber dem mittleren Bereich der Messplatte erhöhten Strahlungswerte in den Randbereichen der Messplatte in Strömungsrichtung sind auf die veränderte Strahlungssituation in diesen Bereichen zurückzuführen. Dort geht der radiative Wärmestrom zunehmend vom Messkanal und nicht den Saphirfenstern aus. Eine zusätzliche Strahlungskorrektur muss deshalb durchgeführt werden. Für diese Korrektur wird angenommen, dass die Strahlungswerte des dritten und somit mittleren Fensters denen der Messplatte entsprechen und keine Korrektur benötigen. Für die an dieses Fenster angrenzende Bereiche wird davon ausgehend eine Korrektur durchgeführt. Dafür wird die gemittelte Strahlungsdifferenz im Bildüberlappungsbereich ermittelt. Anschließend werden die Strahlungswerte der Fenster 2 und 4 einheitlich um deren jeweilige gemittelte Differenz zu Fenster 3 reduziert. Analog werden die Fenster 1 und 5 mit den gemittelten Strahlungsdifferenzen ihrer angrenzenden Fenster korrigiert. Diese systematische Korrektur führt zu einem Strahlungsverlauf, wie er in Bild 5 dargestellt ist. Der Effekt der Fensterkorrektur führt ebenso zu reduzierten bis hin zu vernachlässigbaren Sprüngen im Temperaturverlauf, der sich

quantitativ auch in einer geringen Temperaturdifferenz zwischen Oberflächentemperatur an Stellen der Thermoelemente und der Kalibrierungskurve niederschlägt. Dieser Effekt ist unabhängig von den thermischen Randbedingungen der Messplatte und dem Vorhandensein einer Filmkühlung festzustellen. Bei Reduzierung der Ausblaserate und/oder des Turbulenzgrades ist nicht mit einer Änderung dieser Aussage zu rechnen, deshalb wird für die folgende Auswertung stets eine Korrektur des Strahlungsverlaufs an Fensterübergängen durchgeführt.

#### 4.2. Messung des Wärmeübergangskoeffizienten ohne Filmkühlung

Für die Untersuchung des Wärmeübergangskoeffizienten bei Filmkühlung  $\alpha_f$  im Verhältnis zum Wärmeübergangskoeffizient ohne Filmkühlung  $\alpha_0$  ist bedingt durch die beiden untersuchten Turbulenzgrade je Turbulenzgrad eine Messung ohne Filmkühlung notwendig. Um den Sprung in der thermischen Bedingung in Strömungsrichtung möglichst gut abbilden zu können, werden diese Messungen auf der gekühlten Messplatte durchgeführt.

In Bild 6 ist der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_0$  auf der Mittellinie ( $y/D = 0$ ) in Abhängigkeit der Lauflänge bei hohem Turbulenzgrad aufgetragen. Dabei wird das Messplattenkoordinatensystem ( $x^*$ ,  $y^*$ ,  $z^*$ ) verwendet.

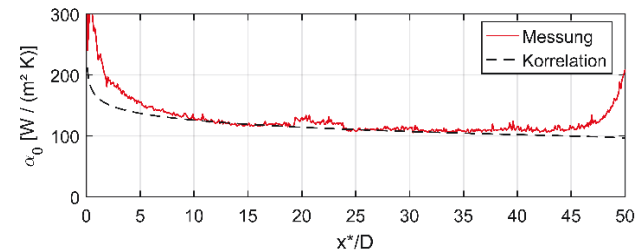


BILD 6. Wärmeübergangskoeffizient ohne Filmkühlung auf der Mittellinie ( $y/D = 0$ ) bei hohem Turbulenzgrad im Vergleich zur Korrelation nach Reynolds et al. [13]

Der Wärmeübergangskoeffizient nimmt zu Beginn der Messplatte Werte von etwa  $300 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  an, fällt dann stark ab und erreicht über eine weite Distanz Werte etwa  $100 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ . Nach einer Lauflänge von etwa  $x/D = 45$  nimmt der Wärmeübergangskoeffizient wieder deutlich zu und erreicht bis zum Ende des Auswertebereichs Werte von etwa  $200 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ . Die Werte bei niedrigem Turbulenzgrad sind insgesamt etwas niedriger als bei hohem Turbulenzgrad, was zu erwarten ist.

Zusätzlich zur Messung ist in Bild 6 die Korrelation nach Reynolds et al. [13] abgebildet. Mit ihr lässt sich der Wärmeübergangskoeffizient aus Größen der Heißgasströmung bestimmen. Die Korrelation berücksichtigt dabei eine ungekühlte Startlauflänge und die örtlichen temperaturabhängigen Stoffparameter des Heißgases durch die Temperaturverteilung auf der Messoberfläche. Der Turbulenzgrad geht nicht in die Korrelation ein.

Für den annähernd konstanten Bereich des Wärmeübergangskoeffizienten trifft die Korrelation mit guter Näherung die Messergebnisse. Für den niedrigen Turbulenzgrad zeigen die Messwerte leicht unter der Korrelation, für den hohen Turbulenzgrad etwas darüber. Es wird aber auch deutlich, dass die Messwerte über einen Bereich von  $\Delta x/D = 5$  zu Beginn und Ende des Auswertebereichs deutlich von der Korrelation abweichen. Besonders der Bereich  $x/D > 45$  ist

auffällig und entspricht nicht den Werten, die bei den gesetzten thermischen Randbedingungen der FEM-Simulation zu erwarten sind. Daher ist davon auszugehen, dass adiabate Randbedingungen an den Stirnseiten der Messplatte die Realität nicht ausreichend abbilden.

### 4.3. Messungen mit Filmkühlung

Zur Diskussion der Ergebnisse der Filmkühlmessungen wird zunächst die Bohrungsgeometrie bei großem Bohrungsabstand und hohem Turbulenzgrad für ausgewählte Ausblaseraten betrachtet. Sie wird als Referenzfall bei Variation des Bohrungsabstandes verwendet.

#### 4.3.1. Einfluss der Ausblaserate bei hohem Turbulenzgrad und großem Bohrungsabstand

Für eine erste Interpretation der adiabaten Filmkühleffektivität ist in Bild 7 ihre Verteilung im Bereich der zentralen Bohrung für die Ausblaseraten  $M = 0,5, 1,5$  und  $3,0$  dargestellt.

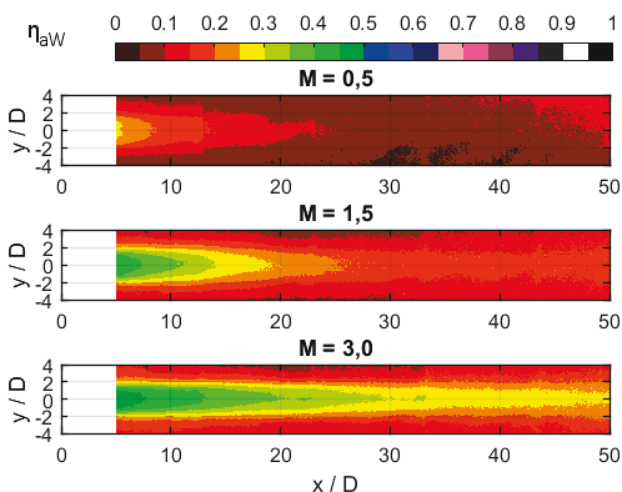


BILD 7. Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität für die Ausblaseraten  $M = 0,5, 1,5$  und  $3,0$  für den Bohrungsabstand  $P/D = 8, Tu = 9\%$

Zur Beurteilung des Einflusses der Filmkühlung auf den Wärmeübergang ist in Bild 8 das Verhältnis der lateral gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit der Lauflänge aufgetragen.

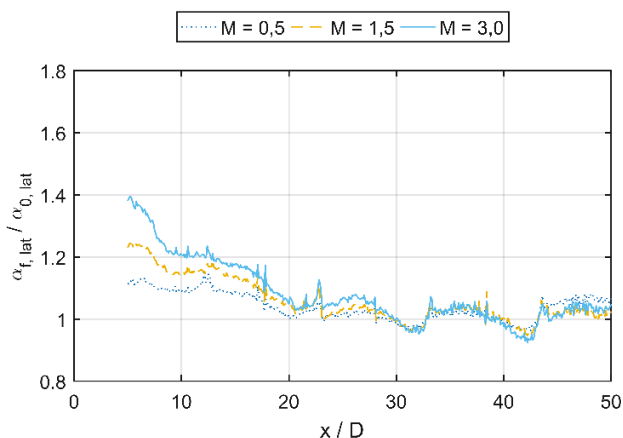


BILD 8. Verhältnis der lateral gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten für die Ausblaseraten  $M = 0,5, 1,5$  und  $3,0$  bei  $P/D = 8$  und  $Tu = 9\%$

Unabhängig von der Ausblaserate liegt das Maximum der Filmkühleffektivität in lateraler Richtung auf Höhe der Bohrungsachse. In Strömungsrichtung nimmt die Filmkühleffektivität kontinuierlich ab. Ebenso verringert sie sich in lateraler Richtung ausgehend von der Lage der Bohrung.

Mit zunehmender Ausblaserate vergrößert sich in Strömungsrichtung der von der Filmkühlung beeinflusste Bereich. In Bohrungsnähe nimmt zudem das Maximum der Filmkühleffektivität zu.

Unabhängig von der Ausblaserate treten Sprünge an Fensterübergängen auf. Als Grund hierfür können mögliche Unregelmäßigkeiten der Aufnahmen mit und ohne Filmkühlung an Fensterübergängen genannt werden, die sich beim Verhältnis der Wärmeübergangskoeffizienten überlagern.

Qualitativ zeigt sich, dass sich das Maximum der Wärmeübergangsüberhöhung in unmittelbarer Bohrungsnähe befindet, wobei das Niveau mit der Ausblaserate zunimmt. Mit zunehmender Lauflänge nimmt das Verhältnis der Wärmeübergangskoeffizienten ab und der Einfluss der Ausblaserate wird geringer. Ab einer Lauflänge von etwa  $x/D = 30$  ist keine eindeutige Abhängigkeit der Ausblaserate zu erkennen. Für sehr große Lauflängen streben die Graphen gegen den Wert  $\alpha_{r,lat} / \alpha_{0,lat} = 1$ . Dort liegt also keine Erhöhung des Wärmeübergangs aufgrund der Filmkühlung vor.

#### 4.3.2. Einfluss des Bohrungsabstandes

Um den Einfluss des Bohrungsabstandes auf die Filmkühlung zu untersuchen, wird der Bohrungsabstand der Referenzgeometrie aus Kapitel 4.3.1 von  $P/D = 8$  auf  $P/D = 4$  halbiert. Der hohe Turbulenzgrad ( $Tu = 9\%$ ) wird beibehalten.

In Bild 9 ist die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität für den Bohrungsabstand  $P/D = 4$  für die Ausblaseraten  $M = 0,5, 1,5$  und  $3,0$  dargestellt.

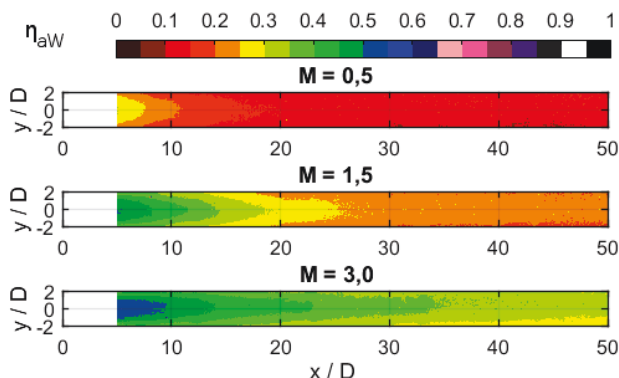


BILD 9. Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität für den Bohrungsabstand  $P/D = 4$  für die Ausblaseraten  $M = 0,5, 1,5$  und  $3,0$  bei hohem Turbulenzgrad

Bei Reduzierung des Bohrungsabstandes bei hohem Turbulenzgrad ( $P/D = 8, Tu = 9\%$  zu  $P/D = 4, Tu = 9\%$ ) liegt weiterhin unabhängig von der Ausblaserate das Maximum der Filmkühleffektivität in unmittelbarer Bohrungsnähe und die Filmkühleffektivität nimmt in Strömungsrichtung kontinuierlich ab. Durch die Verringerung des Bohrungsabstandes liegen die Filmkühleffektivitäten im direkten Vergleich zum Referenzfall insgesamt auf einem höheren Niveau.

Zur Verdeutlichung sind in Bild 10 die lateral gemittelten Filmkühleffektivitäten beider Bohrungsabstände für die Ausblaseraten  $M = 0,5, 1,5$  und  $3,0$  dargestellt.

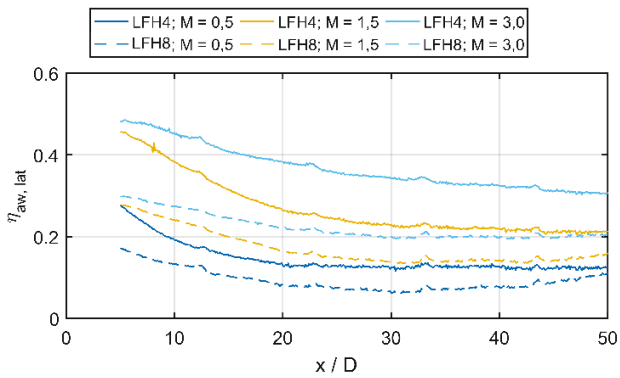


BILD 10. Vergleich der lateral gemittelten Filmkühleffektivität bei Variation des Bohrungsabstandes von  $P/D = 8$  zu  $P/D = 4$  für die Ausblaseraten  $M = 0,5, 1,5$  und  $3,0$  bei  $Tu = 9\%$

Der Einfluss der Lauflänge zeigt sich darin, dass sich die Werte in Bohrungsnähe für die beiden Bohrungsabstände besonders ausgeprägt voneinander unterscheiden. Mit der Lauflänge reduziert sich der Abstand der Werte, eine Annäherung an eine konstante Differenz ist jedoch nicht festzustellen. Die Annäherung der Werte erfolgt bei zunehmender Ausblaserate deutlich langsamer. So ist bei einer Ausblaserate von  $M = 0,5$  die Annäherung bei  $x/D = 15$  weitestgehend erfolgt, wenn der Anstieg ab  $x/D = 35$  vernachlässigt wird. Für die Ausblaserate  $M = 3,0$  ist jedoch über die gesamte betrachtete Lauflänge eine Annäherung zu erkennen. Der Einfluss der Ausblaserate wird zudem in Bohrungsnähe deutlich. Hier nimmt die Filmkühleffektivität für die Ausblaserate  $M = 0,5$  ausgehend von  $\eta_{aw} = 0,17$  um  $\Delta\eta_{aw} = 0,11$  zu, was etwa 65% entspricht. Für die Ausblaserate  $M = 3,0$  erhöht sich der Wert von  $\eta_{aw} = 0,3$  um  $\Delta\eta_{aw} = 0,18$  und somit um 60%. Für andere Ausblaseraten ist in diesem Bereich ebenfalls eine Erhöhung im Bereich von 60% festzustellen. Während der Einfluss der Reduzierung des Bohrungsabstandes prozentual etwa konstant ist, nimmt er absolut mit wachsender Ausblaserate zu.

Der Vergleich der Messreihe  $P/D = 8, M = 3,0$  mit  $P/D = 4, M = 1,5$  ist an dieser Stelle von besonderer Bedeutung. Für beide Fälle ist das Verhältnis aus ausgeblasenem Kühlluftmassenstrom pro Messplattenoberfläche identisch. Hier zeigt sich, dass sich eine Halbierung des Bohrungsabstandes deutlich positiver auf die Filmkühlung in Bohrungsnähe auswirkt als die Verdopplung des Kühlluftmassenstroms. Erst ab sehr großer Lauflänge ( $x/D \approx 40$ ) werden vergleichbare Filmkühleffektivität erreicht. Es ist also in Bezug auf die Filmkühleffektivität ein reduzierter Bohrungsabstand gegenüber einer höheren Ausblaseraten zu bevorzugen.

Die Erhöhung der Filmkühlung im Einflussbereich der Kühlluftbohrung im Vergleich zur Referenzgeometrie ( $P/D = 8, Tu = 9\%$ ) ist damit zu begründen, dass durch den verringerten Bohrungsabstand über die Breite der Messplatte eine nahezu vollständige Abdeckung durch die Filmkühlstrahlen erfolgt. Diese Filmkühlstrahlen können durch die kurze Distanz zueinander interagieren und stellen für das Heißgas eine Barriere dar. Dadurch wird die Möglichkeiten des Heißgases zwischen den Bohrungen durchzuströmen reduziert. Stattdessen wird das Heißgas über die Filmkühlstrahlen abgelenkt. Dadurch wird im Gegenzug der Filmkühlstrahl auf die Messplatte gepresst und erhöht somit flächig die Filmkühleffektivität.

Zur Beurteilung des Einflusses des Bohrungsabstandes auf den Wärmeübergangskoeffizienten ist in Bild 11 das

Verhältnis der lateral gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten bei geringem Bohrungsabstand über die Lauflänge aufgetragen.

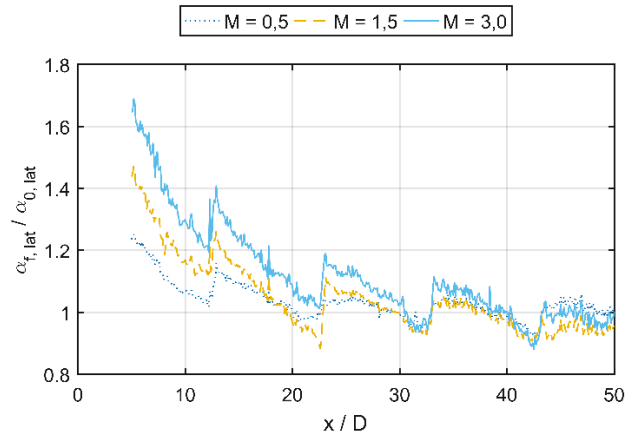


BILD 11. Verhältnis der lateral gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten für die Ausblaseraten  $M = 0,5, 1,5$  und  $3,0$  bei  $P/D = 4$  und  $Tu = 9\%$

Im direkten Vergleich mit dem großen Bohrungsabstand (Bild 8) sind die Sprünge an den Fensterübergängen stärker ausgeprägt. Zudem ist das Niveau der Werte im Bereich kleiner Lauflängen deutlich erhöht. Während bei großem Bohrungsabstand an der Stelle  $x/D = 5$  Werte von 1,1 ( $M = 0,5$ ) bis 1,4 ( $M = 3,0$ ) vorliegen, liegen diese bei reduziertem Bohrungsabstand bei 1,2 ( $M = 0,5$ ) und 1,7 ( $M = 3,0$ ). Für große Lauflängen ab  $x/D \approx 30$  ist auch hier keine Abhängigkeit der Ausblaserate zu erkennen. Ebenso wird für sehr große Lauflängen der Grenzwert  $\alpha_{f,lat}/\alpha_{0,lat} = 1$  angestrebt.

### 4.3.3. Literaturvergleich

In diesem Kapitel sollen die diskutierten Ergebnisse mit denen von Schroeder und Thole [14] verglichen werden. Die eingesetzten Bohrungsgeometrien sind in Tabelle 2 gegenübergestellt.

TAB 2. Bohrungsgeometrie dieser Arbeit im Vergleich zu Schroeder und Thole [14]

Arbeit	L/D	L <sub>zyl</sub> /D	$\gamma_{vor}$	$\gamma_{lat}$	$\beta$	P/D
Diese Arbeit	6	2,15	10°	10°	30°	4/8
Schroeder und Thole	6	2,5	7°	7°	30°	6

Bei Schroeder und Thole [14] werden die Filmkühlmessungen unter den Dichteverhältnissen 1,2 und 1,5 und den Turbulenzgraden 0,5% beziehungsweise 5,4% durchgeführt. Zum Vergleich werden die Daten der Versuchsreihe mit Dichteverhältnis 1,5 aufgrund der Ähnlichkeit zur vorliegenden Arbeit herangezogen. Für einen quantitativen Vergleich ist zu beachten, dass die Filmkühlmessungen in Schroeder und Thole [14] bei einem Bohrungsabstand von  $P/D = 6$  erfolgten. Der eingestellte Turbulenzgrad von 5,4% liegt in etwa zwischen den beiden möglichen Turbulenzgraden dieser Arbeit. Aufgrund dieser beiden unterschiedlichen Versuchsbedingungen ist ein Vergleich mit beiden Bohrungsabständen ( $P/D = 4$  und  $P/D = 8$ ) naheliegend. Bezüglich des Turbulenzgrades soll hier nur der Vergleich zur Messreihe mit  $Tu = 9\%$  erfolgen.



In Bild 12 ist die lateral gemittelte Filmkühleffektivität der Ausblaserate  $M = 0,5$  in Abhängigkeit der Lauflänge aufgetragen.

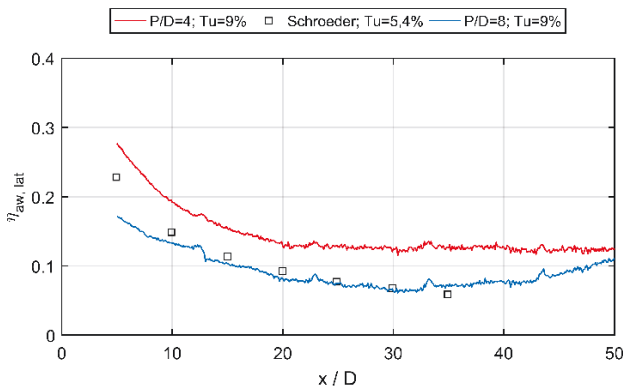


BILD 12. Vergleich der lateral gemittelten Filmkühleffektivität aus Schroeder und Thole [14] bei der Ausblaserate  $M = 0,5$  mit Ergebnissen dieser Arbeit

Für sehr kleine Lauflängen liegen die Werte von Schroeder und Thole [14] etwa mittig zwischen denen der Messreihe bei  $P/D = 4$  und  $P/D = 8$  bei  $Tu = 9\%$ . Für größere Lauflängen ist jedoch eine starke Ähnlichkeit zur Messreihe mit großem Bohrungsabstand festzustellen.

Zur Betrachtung des Sachverhalts bei höheren Ausblaseraten werden in Bild 13 die selben Größen für die Ausblaserate  $M = 3,0$  dargestellt.

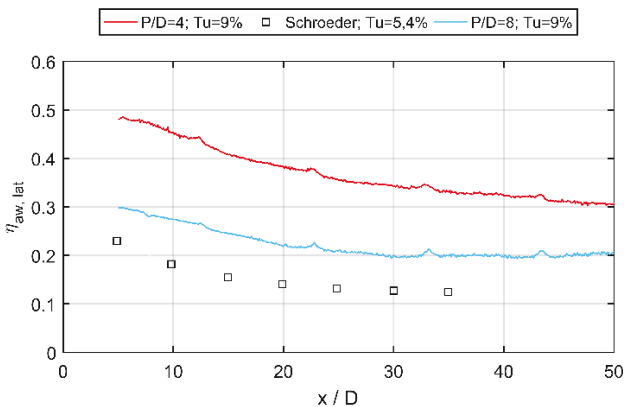


BILD 13. Vergleich der lateral gemittelten Filmkühleffektivität aus Schroeder und Thole [14] bei der Ausblaserate  $M = 3,0$  mit Ergebnissen dieser Arbeit

Die Werte von Schroeder und Thole [14] liegen für diese Ausblaserate durchgehend niedriger als die der beiden Bohrungsgeometrien der vorliegenden Arbeit. Begründung hierfür kann die Einschnürung des Filmkühlstrahles bei höheren Ausblaseraten sein, die von Schroeder und Thole festgestellt wurde, jedoch nicht bei vorliegender Arbeit zu erkennen ist. Da die Öffnungswinkel der Bohrung bei Schroeder und Thole [14] kleiner sind als die der vorliegenden Arbeit, ist zudem von einer schlechteren lateralen Abdeckung des Filmkühlstrahls auszugehen. Jedoch ist der Bohrungsabstand gegenüber  $P/D = 8$  geringer und eine verstärkte Interaktion der Filmkühlstrahlen zu erwarten, was wiederum zu höheren lateralen Werten führen sollte.

Ein Indiz für die fehlende Interaktion der Einzelstrahlen ist der Verlauf der Werte von Schroeder und Thole [14]. Dieser ähnelt eher den Datensätzen bei einem Bohrungsabstand

von  $P/D = 8$  bei beiden diskutierten Ausblaseraten und damit dem Einzelstrahlverhalten. Eine Begründung für das Vorliegen des Einzelstrahlverhaltens liefert die Betrachtung des prozentualen Anteils der Bohrungsbreite zur Breite des Auswertebereichs. Diese Größe wird auch als Coverage bezeichnet und beträgt bei Schroeder und Thole [14]  $t/P = 0,35$ . Der Wert dieser Arbeit bei großem Bohrungsabstand ( $P/D = 8$ ) ähnelt diesem und beträgt  $t/P = 0,38$ .

## 5. ZUSAMMENFASSUNG

Ziel der Arbeit war es eine bereits bei einem anderen Prüfstand eingesetzte Auswerteroutine für Filmkühlmessungen an einen Prüfstand zur Untersuchung des Einflusses von Oberflächenrauigkeit auf die Filmkühlung anzupassen und weiter zu optimieren.

Die Auswerteroutine wurde um eine Strahlungskorrektur an Fensterübergängen ergänzt. Anschließend wurde die Auswerteroutine bei Messungen mit einer laidback fan-shaped Bohrung bei glatter Oberfläche mit Fokus auf der adiabaten Filmkühleffektivität und dem Verhältnis der Wärmeübergangskoeffizienten angewendet.

Für den Bohrungsabstand wurde zwischen zwei Konfigurationen variiert. Für den Turbulenzgrad der Heißgasströmung wurden ebenfalls zwei Werte untersucht. Für das Dichteverhältnis wurde ein maschinenähnlicher Wert verwendet, die Ausblaserate wurde variiert. Zur Ermittlung der Strahlungsverteilung auf der Messoberfläche wurde die Infrarotthermographie verwendet. Die Zuordnung von Oberflächentemperaturen erfolgte anhand einer in-situ Kalibrierung. Zur Ermittlung der konvektiven Wärmeströme in die Messplatte musste die Wärmestrahlung, die von den Wänden des Versuchsstand ausging, von den wandnormalen Wärmeströmen, der Messplatte abgezogen werden. Die adiabate Filmkühleffektivität wurde über das Superpositionsprinzip berechnet.

Bei der Betrachtung der Filmkühleffektivität lag unabhängig von Bohrungsabstand, Turbulenzgrad und Ausblaserate das Maximum der Filmkühleffektivität stets in unmittelbarer Bohrungsnähe. Durch die Durchmischung der Kühlluft mit dem Heißgas nahm die Filmkühleffektivität mit der Lauflänge kontinuierlich ab. Eine Erhöhung der Ausblaserate führte stets zu einem Anstieg der Filmkühleffektivität.

Mit der Reduzierung des Bohrungsabstandes ging eine Erhöhung der Filmkühleffektivität einher. Dabei zeigte sich, dass sich eine Halbierung des Bohrungsabstandes positiver auf die Filmkühleffektivität auswirkte als die Verdoppelung des Kühlluftmassenstroms. Begründet wurde dies mit einer besseren lateralen Abdeckung der Filmkühlung durch Interaktion der Einzelstrahlen, wodurch das Heißgas dazu gezwungen wurde über die Kühlluft zu strömen, statt zwischen den Kühlluftbohrungen bei großem Bohrungsabstand. Dadurch wurde die Kühlluft auf die Messoberfläche gepresst und die Kühlwirkung verbessert.

Um die Auswerteroutine weiter zu optimieren, sollten die adiabaten Randbedingungen an den Stirnseiten des FEM-Modells korrigiert werden. Statt einer adiabaten Randbedingung sollten die Wärmeströme an den Stirnseiten der Messplatte ermittelt und als Randbedingung für die FEM verwendet werden. Dennoch können die Erkenntnisse dieser Arbeit als Ausgangspunkt für weitere Optimierung des Auswerteprozesses verwendet werden. Für spätere Messungen bei rauen Oberflächen können die Ergebnisse dieser Arbeit zudem als Referenz herangezogen werden.

## DANKSAGUNG

Die Untersuchungen wurden im Rahmen des Verbundforschungsprogramms COOREFLEX-turbo der AG Turbo durchgeführt. Die Arbeit wurde unterstützt durch das Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi) nach Beschluss des Deutschen Bundestags unter Forschungsfördernummer 03ET7021Q. Die Autoren danken der AG Turbo, MTU Aero Engines AG, Rolls-Royce Germany Ltd & Co KG und Siemens AG für die Unterstützung.

## LITERATURVERZEICHNIS

- [1] S. Baldauf, A. Schulz und S. Wittig, „High-Resolution Measurements of Local Effectiveness From Discrete Hole Film Cooling,“ *Journal of Turbomachinery*, Bd. 123, pp. 758-765, 2001.
- [2] C. Saumweber und A. Schulz, „Effect of Geometry Variations on the Cooling Performance of Fan-Shaped Cooling Holes,“ *Journal of Turbomachinery*, Bd. 134, pp. 061008-1 - 061008-16, 2012.
- [3] C. Saumweber und A. Schulz, „Free-Stream Effects on the Cooling Performance of Cylindrical and Fan-Shaped Cooling Holes,“ *Journal of Turbomachinery*, Bd. 134, pp. 061007-1 - 061007-12, 2012.
- [4] M. Ochs, A. Schulz und H.-J. Bauer, „Investigation of the Influence of Trailing Edge Shock Waves on Film Cooling,“ in *GT2007-27482*, Montreal, Canada, 2007.
- [5] J. Kneer, F. Puetz, A. Schulz und H.-J. Bauer, „A New Test Facility to Investigate Film Cooling on a Nonaxisymmetric Contoured Turbine Endwall-Part II: Heat Transfer and Film Cooling Measurements,“ *Journal of Turbomachinery*, Bd. 138, p. 071004–1 – 071004–8, 2016.
- [6] J. Kneer, F. Pütz, A. Schulz und H.-J. Bauer, „Application of the superposition principle of film-cooling on a non-axisymmetric turbine endwall,“ in *15th International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery, ISROMAC-15*, Honolulu, HI, USA, 2014.
- [7] M. Fraas, T. Glasenapp, A. Schulz und H.-J. Bauer, „Film Cooling Measurements for a Laidback Fan-Shaped Hole - Effect of Coolant Cross flow on Cooling Effectiveness and Heat Transfer,“ in *Proceedings of ASME Turbo Expo 2018. NR. GT2018-75389*, 2018. doi:10.1115/GT2018-75389.
- [8] M. Fraas, T. Glasenapp, A. Schulz und H.-J. Bauer, „Introducing a New Test Rig for Film Cooling Measurements with Realistic Hole Inflow Conditions,“ in *GT2017-63585*, Charlotte, NC, USA, 2017.
- [9] T. Glasenapp, M. Fraas, A. Schulz und H.-J. Bauer, „A New Test Rig for the Investigation of Film Cooling on Rough Surfaces,“ in *17th International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery*, 2017.
- [10] H. Choe, W. M. Kays und R. Moffat, „The Superposition Approach to Film-Cooling,“ *ASME Paper 74-WA/GT-27*, pp. 1-9, 1974.
- [11] M. Ochs, T. Horbach, A. Schulz, R. Koch und H.-J. Bauer, „A Novel Calibration Method for an Infrared Thermography System Applied to Heat Transfer Experiments,“ in *Measurement Science and Technology 20 (7) (2009) 075103*. doi:10.1088/0957-0233/20/7/075103.
- [12] M. Ochs, A. Schulz und H.-J. Bauer, „High Dynamic Range Infrared Thermography by Pixelwise Radiometric Self Calibration,“ in *Infrared Physics & Technology 53 (2) (2010) 112-119*. doi:10.1016/j.infrared.2009.10.002..
- [13] W. C. Reynolds, W. M. Kays und S. Kline, „Heat Transfer in the Turbulent Incompressible Boundary Layer. Part 2; Step Wall-Temperature Distribution,“ Stanford University, Stanford, CA United States, 1958.
- [14] R. P. Schroeder und K. P. Thole, „Adiabatic Effectiveness Measurements for a Baseline Shaped Film Cooling Holes,“ in *ASME Turbo Expo: Turbine Technical Conference and Exposition*, 2014.