

DURCHFÜHRUNG VON FEM SIMULATIONEN ZUR ANWENDUNG DES SUPERPOSITIONSPRINZIPS DER FILMKÜHLUNG

T. Jungh, 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

Wirkungsgradsteigerungen in Gasturbinen können durch eine gesteigerte Effizienz der verwendeten Kühlverfahren erreicht werden. Am Institut für Thermische Strömungsmaschinen (ITS) werden deshalb experimentelle Filmkühluntersuchungen durchgeführt. Oberflächentemperaturen werden dabei mittels hochauflöser in-situ kalibrierter Infrarotthermografie bestimmt.

Ziel dieser Arbeit ist es, mit Hilfe dreidimensionaler Temperaturfeldberechnungen lokale Wandwärmeströme zu ermitteln. Als mögliche Programme werden ABAQUS[®] und die Matlab[®] PDE-Toolbox untersucht. Die notwendige Netzfeinheit des FE-Modells wird mit einer Netzunabhängigkeitsstudie bestimmt. Aus den berechneten Wärmeströmen und Temperaturverteilungen werden mittels des Superpositionsprinzips der Filmkühlung adiabate Filmkühleffektivitäten und Wärmeübergangskoeffizienten ermittelt. Aufgrund des umfangreichen Versuchsprogramms soll die Auswertung der Versuche automatisiert ablaufen. Diese Arbeit liefert hierzu einen wichtigen Beitrag.

Modelle und Auswerterroutine werden im Rahmen dieser Arbeit mit Hilfe von Daten aus Baldauf et al. (2001) validiert. Des Weiteren werden Messdaten aus aktuellen Untersuchungen ausgewertet und ein Vergleich mit einer Korrelation angestellt. Die Daten zeigen für einen großen Bereich sehr gute Übereinstimmung, lediglich in den Randbereichen sind Abweichungen vorhanden.

NOMENKLATUR

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

Lateinische Symbole

c_p	J/(kgK)	spezifische isobare Wärmekapazität
D	mm	Bohrungsdurchmesser
Pr	-	Prandtl-Zahl
\dot{q}	W/m ²	Wärmestromdichte
Re	-	Reynolds-Zahl
T	K	Temperatur
w	m/s	Strömungsgeschwindigkeit
X,Y,Z	mm	kartesische Koordinaten
X_s	mm	Abstand Grenzschichtabsaugung – Messplattenanfang
X'_s	mm	Abstand Grenzschichtabsaugung – Koordinatenursprung

Griechische Symbole

α	W/(m ² K)	Wärmeübergangskoeffizient
η	-	Filmkühleffektivität
Θ	-	Temperaturverhältnis
λ	W/(mK)	Wärmeleitfähigkeit
ρ	kg/m ³	Dichte

Indizes

aW	adiabate Wand
f	Filmkühlung
HG	Heißgas
KL	Kühlluft
W	Wand
Xges	Grenzschichtlänge
0	ohne Filmkühlung

Abkürzungen

FE	Finite-Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode
ITS	Institut für Thermische Strömungsmaschinen
PDE	Partielle Differentialgleichungen
RB	Randbedingung

1. EINLEITUNG

Durch den Klimawandel ist es zwingend notwendig den weltweiten Ausstoß von CO₂ zu reduzieren. Da die Luftfahrt zu den Emissionen beiträgt, ist es neben anderen Maßnahmen erforderlich die Effizienz der Gasturbinen zu steigern, die in Triebwerken verwendet werden.

Ein hierfür aussichtsreicher Ansatz ist es die Effizienz der Kühlung der Turbinen zu steigern. Die zur Kühlung benö-

tigte Kühlluft wird dem Verdichter entnommen und trägt nicht zur Expansion bei. Eine Reduktion der benötigten Kühlluftmenge hat demnach eine Steigerung des Gesamtwirkungsgrades der Gasturbine zur Folge.

Ein in Gasturbinen eingesetztes Kühlverfahren ist die Filmkühlung, bei der die Kühlluft aus Bohrungsreihen aus dem zu kühlenden Bauteil ausgeblasen wird. Das Institut für Thermische Strömungsmaschinen (ITS) beteiligt sich seit den 70er Jahren an der Forschung zur Filmkühlung. In den Arbeiten von Baldauf et al. [1] [2], Saumweber und Schulz [3] [4], Ochs et al. [5] und Kneer et al. [6] [7] wurde der Wissensstand kontinuierlich erweitert.

Die Filmkühlforschung soll mit zwei neuen Prüfständen fortgesetzt werden. Der eine dient zur Bestimmung des Einflusses der Oberflächenrauigkeit von Turbinenschau-feln [8]. Der Zweite soll die Kühlwirkung unterschiedlicher Bohrungsgeometrien untersuchen [9]. Beide Prüfstände ähneln sich in der Messtechnik und Messauswertung stark, weshalb eine gemeinsame Auswerterroutine entwickelt werden soll. Die vorliegende Arbeit ist Teil dieses Entwicklungsprozesses.

Um wichtige Kenngrößen der Filmkühlung zu bestimmen, wird das Superpositionsprinzip der Filmkühlung angewandt. Dabei ist es notwendig, Wärmeströme durch eine Messplatte zu berechnen. Bei den Berechnungen kommt die Finite-Elemente-Methode (FEM) zum Einsatz.

Ziel dieser Arbeit ist es, ein Finite-Elemente-Modell der Messplatten zu erzeugen. Die Berechnung wird danach in eine Auswerterroutine integriert, in der das Superpositionsprinzip der Filmkühlung angewandt wird.

2. GRUNDLAGEN

In diesem Kapitel werden die zum Verständnis der Arbeit notwendigen Begriffe und Zusammenhänge erklärt.

2.1. Superpositionsprinzip der Filmkühlung

In modernen Gasturbinen werden unterschiedliche Verfahren zur Kühlung der thermisch stark belasteten Brennkammer und ersten Turbinenstufe kombiniert. Zur Kühlung wird stets ein Teil der Verdichterluft entnommen. Bei den internen Kühlmethode wird die Kühlluft durch Hohlräume im Inneren des zu kühlenden Bauteils geleitet, um die eingedrungene Wärme abzutransportieren. An thermisch hochbelasteten Positionen wird die Kühlluft durch Bohrungen ausgeblasen. Der entstehende Kühlluftfilm bildet eine thermische Schutzschicht zwischen Wand und Heißgas. Bei der sogenannten Filmkühlung wird die Kühlluft aus Bohrungsreihen ausgeblasen.

Zur Beschreibung der Kühlwirkung existieren einige Kennzahlen die im Folgenden, basierend auf Baldauf et al. [1], eingeführt werden. Bei der Filmkühlung stellt sich nahe der gekühlten Oberfläche (Wand) eine charakteristische Temperatur ein. Diese wird adiabate Wandtemperatur T_{aw} genannt.

Mit der adiabaten Wandtemperatur, der Wandtemperatur T_w des gekühlten Bauteils und dem konvektiv in die Wand übertragenen Wärmestrom \dot{q}_w wird ein sogenannter Wärmeübergangskoeffizient α_f definiert:

$$(1) \quad \alpha_f = \frac{\dot{q}_w}{T_{aw} - T_w}$$

Da realistische Heißgastemperaturen und -drücke nur schwer im Labor zu untersuchen sind, werden diese in Experimenten reduziert. Um dennoch auf reale Gasturbinen übertragbare Ergebnisse zu erzielen, werden dimensionslose Kennzahlen eingeführt. Diese setzen die adiabate Wandtemperatur und den Wärmeübergangskoeffizienten mit den vorliegenden Temperaturen von Heißgas T_{HG} , Kühlluft T_{KL} und Wand T_w in Beziehung. Um die Kompressibilität der Fluide zu berücksichtigen, wird die Recoverytemperatur als Heißgastemperatur verwendet.

Als erste Kennzahl wird die adiabate Filmkühleffektivität η_{aw} definiert:

$$(2) \quad \eta_{aw} = \frac{T_{HG} - T_{aw}}{T_{HG} - T_{KL}}$$

Der Wärmeübergangskoeffizient α_f wird mit dem Wärmeübergangskoeffizienten ohne Filmkühlung α_0 ins Verhältnis gesetzt.

Des Weiteren führten Choe et al. 1974 [10] ein dimensionsloses Temperaturverhältnis Θ ein:

$$(3) \quad \theta = \frac{T_{HG} - T_{KL}}{T_{HG} - T_w}$$

Mit der Heißgastemperatur lässt sich ein weiterer Wärmeübergangskoeffizient $\alpha(\Theta)$ definieren. Dieser hängt linear vom Temperaturverhältnis Θ ab:

$$(4) \quad \frac{\alpha(\Theta)}{\alpha_f} = 1 - \eta\Theta$$

Dieser lineare Zusammenhang wurde von Choe et al. [10] als Superpositionsprinzip der Filmkühlung bezeichnet. Die Gültigkeit dieses Zusammenhangs wurde von Gritsch et al. [11] am ITS belegt. Bedingung ist dabei, dass das Temperaturverhältnis über die Wandtemperatur variiert wird. Andernfalls ändert sich das Dichteverhältnis von Heißgas und Kühlluft. Dies hätte Auswirkungen auf die lokale Strömungssituation. In Bild 1 ist die beschriebene lineare Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha(\Theta)$ vom Temperaturverhältnis Θ mit allen charakteristischen Punkten dargestellt.

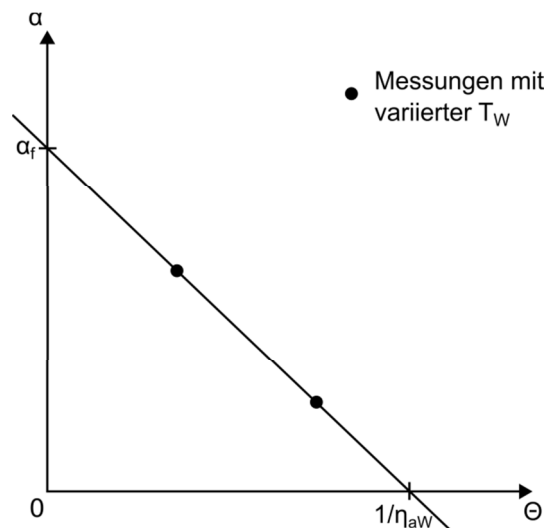


BILD 1. Lineare Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha(\Theta)$ von dem Temperaturverhältnis Θ bei Filmkühlung

Beim Schnittpunkt mit der Θ -Achse kann die adiabate Filmkühleffektivität abgelesen und damit die adiabate Wandtemperatur berechnet werden. Der Schnittpunkt mit der α -Achse entspricht dem Wärmeübergangskoeffizienten α_f . Da an jeder Stelle der Wand andere Temperaturverhältnisse herrschen, muss diese Gerade für jeden Punkt auf der Oberfläche ermittelt werden.

2.2. Korrelation zur Bestimmung von α_0

Im Folgenden wird eine in dieser Arbeit verwendete Korrelation dargestellt. Mit ihr lässt sich der Wärmeübergangskoeffizient α_0 berechnen. Die Korrelation stammt von Reynolds et al. [12] und gilt für turbulente Heißgasströmungen über eine gekühlte ebene Platte, mit einer ungekühlten Startlauflänge. In BILD 2 ist der betrachtete Fall dargestellt. Eingezeichnet sind die gekühlten und ungekühlten Bereiche und die verwendeten Koordinatenachsen. Die Heißgasströmung (HG) strömt von links nach rechts und ist mit einem roten Pfeil gekennzeichnet. Die Grenzschicht beginnt stromab der Grenzschichtabsaugung. Gekühlt wird erst der als Messplatte bezeichnete Bereich. Der Bereich stromauf von der Messplatte ist nicht gekühlt.

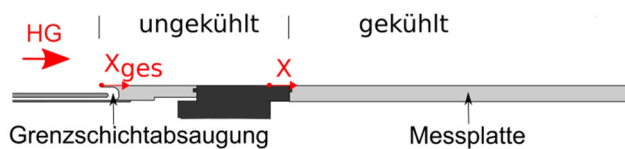


BILD 2. Verdeutlichung der Größen in der Korrelation von Reynolds et al. [12] nach Birnkraut [13]

$$(5) \quad \alpha_0 = (\rho w c_p)_{HG} * 0,0296 * Re_{x_{ges}}^{-0,2} * Pr^{-0,4} \left[1 - \left(\frac{X_s}{X + X_s'} \right)^{0,9} \right]^{-\frac{1}{9}} * \left(\frac{T_W}{T_{HG}} \right)^{-0,4}$$

Die ursprüngliche Korrelation wurde zur Bestimmung der Stantonzahl angegeben. In Gleichung (5) ist sie nach α umgeformt. Die Gleichung besteht aus mehreren Teilen, die im Folgenden näher betrachtet werden. Die ungekühlte Startlauflänge X_s der Grenzschicht muss beachtet werden. Bezogen wird dieser Wert auf die jeweilige Lauflänge der Grenzschicht X_{ges} . Da das verwendete Koordinatensystem (X-Koordinate) stromauf der Messplatte beginnt, wird noch die Lauflänge von der Grenzschichtabsaugung zum Koordinatenursprung X_s' zum X-Wert hinzu addiert. Des Weiteren kommt es durch unterschiedliche Temperaturen auf der Oberfläche der Messplatte zu einer Veränderung der örtlichen, temperaturabhängigen Stoffparameter des Heißgases. Dieses Problem wird durch die Wandtemperaturen T_W in der Korrelation berücksichtigt. Die Stoff- und Strömungsparameter des Heißgases werden alle im unbeeinflussten Bereich ermittelt. Diese sind zum einen die Dichte ρ , die Strömungsgeschwindigkeit w , die Heißgastemperatur T_{HG} und die spezifische isobare Wärmekapazität c_p . Zum anderen werden die Prandtlzahl Pr und die mit der Lauflänge gebildete Reynolds-Zahl $Re_{x_{ges}}$ benötigt.

3. MODELL UND BERECHNUNG

Wie in der Einleitung beschrieben, soll in dieser Arbeit ein Teil der Auswerterroutine für zwei Filmkühlprüfstände erstellt werden. Dabei soll das Superpositionsprinzip der Filmkühlung angewandt werden. Hierfür ist es notwendig,

sowohl die bei der Filmkühlung auftretenden Wandtemperaturen, sowie die konvektiven wandnormalen Wärmeströme zu kennen. Zur Bestimmung der konvektiven Wärmeströme werden FE-Berechnungen eingesetzt.

In diesem Kapitel wird dargestellt, wie das Berechnungsmodell aufgebaut ist und wie die Berechnungsergebnisse zur Auswertung eingesetzt werden. Es wird zuerst auf den Aufbau des Prüfstandes eingegangen. Dabei liegt der Schwerpunkt auf den verwendeten Messplatten. Ausgehend von dem realen Prüfstand wird anschließend ein Modell für die Messplatten entwickelt, das sich mit der FEM berechnen lässt. Für die Berechnung werden Temperaturrandbedingungen benötigt. Im Rahmen dieser Arbeit liegen keine Messdaten mit Filmkühlung am Prüfstand vor. Um die Berechnungen und die Auswerterroutine testen zu können, wird daher auf alte Datensätze zurückgegriffen. Diese stammen aus früheren Arbeiten am ITS und werden in Abschnitt 3.3 vorgestellt. Anschließend wird das erarbeitete Modell der Messplatten in den FEM-Programmen Matlab® PDE-Toolbox und ABAQUS® erstellt und getestet. Im Falle von ABAQUS® muss eine Schnittstelle zu dem zur Datenauswertung verwendeten Programm Matlab® erstellt werden. Abschließend wird dargelegt, wie die Berechnungsergebnisse für das Superpositionsprinzip der Filmkühlung genutzt werden.

3.1. Aufbau des Filmkühlprüfstandes

In diesem Abschnitt wird der Aufbau des Prüfstandes beschrieben. Dazu ist in BILD 3 die Seitenansicht schematisch dargestellt.

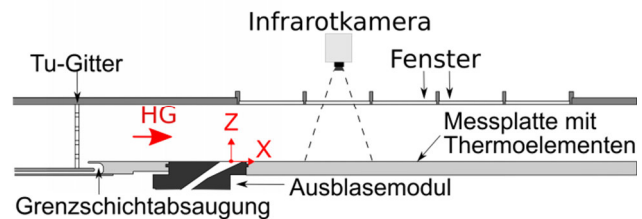


BILD 3. Schematischer Aufbau des Filmkühlprüfstandes (Mittelschnitt) nach Birnkraut [13]

Den Hauptteil des Prüfstandes bildet ein Kanal, durch den Heißgas mit der Recoverytemperatur $T_{HG} = 510$ K strömt. Es lassen sich eine Vielzahl von Strömungsparametern einstellen. Hierzu gehört beispielsweise die Turbulenzintensität, die durch ein Gitter (Tu-Gitter) stromauf der Filmkühlhausblasung eingestellt wird. Eine Grenzschichtabsaugung sorgt für eine definierte Grenzschichthöhe. Den Boden des Kanals bilden Ausblasemodul und Messplatte.

Das Ausblasemodul ist ein aus dem Kunststoff PEEK bestehender Block, in den Kühlluftbohrungen gefräst sind. Um die Vorgänge bei der Filmkühlung besser auflösen zu können, beträgt der Bohrungsdurchmesser D 10 mm. Alle anderen Längenmaße (X- und Y-Koordinate) werden in Abhängigkeit dieses Durchmessers angegeben, um eine Übertragung der Ergebnisse auf reale Bohrungsdurchmesser zu ermöglichen. Es werden dabei realitätskonforme Reynoldszahlen, Ausblaseraten, Dichtverhältnisse etc. eingehalten. Insgesamt enthält das Ausblasemodul fünf Bohrungen, die in einer Reihe angeordnet sind. Der laterale Bohrungsabstand beträgt $8 D$. Von einem unter der Messplatte befindlichen zweiten Strömungskanal fließt Kühlluft mit der Temperatur $T_{KL} = 300$ K durch die Bohrungen und erzeugt damit einen Kühlfilm auf der sich anschließenden Messplatte. Durch Austausch des Aus-

blasemoduls lassen sich unterschiedliche Bohrungsgeometrien untersuchen. Außerdem lässt sich der Wärmeübergangskoeffizient ohne Filmkühlung α_0 bestimmen, indem ein Blindmodul ohne Bohrungen eingesetzt wird.

Die Messplatte dient zur Bestimmung der Filmkühleffektivität und des Wärmeübergangskoeffizientenverhältnisses α_f/α_0 . Gemäß des in Kapitel 2.1 erläuterten Superpositionsprinzips der Filmkühlung können diese Größen durch zwei Messungen mit jeweils unterschiedlichem Temperaturverhältnis Θ bestimmt werden. Um allerdings die Strömungssituation an der Wand nicht zu verändern, kann nur die Wandtemperatur variiert werden.

Um die Änderung der Wandtemperatur herbeizuführen, wird der Versuch zweimal bei gleichem Strömungsfeld mit zwei unterschiedlichen Messplatten durchgeführt. Zum einen eine mit hoher Wärmeleitfähigkeit und Wasserkühlung auf der Unterseite und zum anderen eine mit geringer Wärmeleitfähigkeit ohne Kühlung. Mit der geringen Leitfähigkeit wird eine Wandtemperatur nahe der adiabaten Wandtemperatur erreicht. Dadurch wird der Fehler bei der Extrapolation der adiabaten Filmkühleffektivität gering gehalten.

Zum Aufbau der Messplatten: Beide Platten haben eine Breite von 50 D und eine Länge von 51 D. Die Platten bestehen aus verschiedenen Materialien, deren Anordnung in BILD 4 dargestellt ist. Bei der oberen Platte handelt es sich um die gekühlte Messplatte. Diese besteht aus einer 14 mm dicken TiAl6V4-Platte, welche mit einer 60 μm dicken Schicht Nextel Velvet Coating Schwarzlack überzogen ist. Der Schwarzlack wird für die Temperaturmessung mittels Infrarotthermographie (siehe Ochs et al. [14] [15]) benötigt.

Die untere Platte, welche tatsächlich ein Plattenverbund ist, ist nahezu adiabatisch. Dafür wird das Polymer PEEK eingesetzt, welches eine sehr geringe Wärmeleitfähigkeit besitzt. Die PEEK-Platte ist 15,1 mm dick und ebenfalls mit einer 60 μm dicken Schicht Schwarzlack überzogen. Die PEEK-Platte ist auf einer 5,75 mm dicken Stahlplatte befestigt. Diese sorgt dafür, dass sich die Temperaturverteilung auf der Messfläche, hier die Unterseite der Stahlplatte, ausgleicht. Eine Fehlerabschätzung im Vorfeld ergab, dass dadurch der Einfluss der Messunsicherheit auf die Bestimmung der Wärmeströme sinkt. Da auf der Unterseite lediglich mit Thermoelementen gemessen wird, kann dort die Temperaturverteilung nur an diskreten Punkten bestimmt werden. In der Kontaktfläche der beiden Platten befindet sich eine 30 μm dicke Schicht Wärmeleitpaste. Diese sorgt für einen gleichmäßigen Wärmetransport zwischen den Platten.

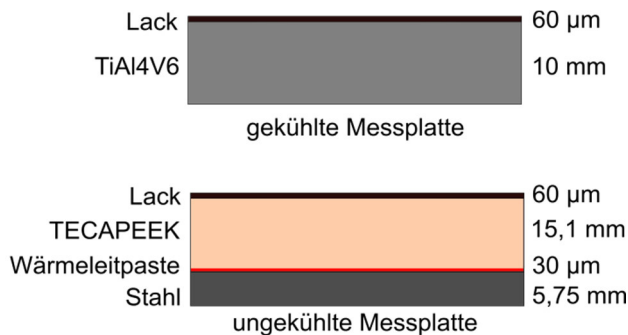


BILD 4. Materialanordnung der Messplatten (oben: gekühlte Messplatte, unten: ungekühlte Messplatte)

Die Temperaturen auf der Oberseite der Platte werden mit einem Infrarotsystem ermittelt. Dieses besteht aus einer Infrarotkamera, die die von der Platte emittierte Strahlung misst. Des Weiteren sitzen in Nuten unter der Lackschicht Thermoelemente. Diese ermöglichen eine Zuordnung von Strahlungswert und Temperatur.

Da für das Superpositionsprinzip der Filmkühlung neben der Temperaturverteilung auf der Oberseite der Messplatte auch die wandnormalen Wärmeströme vom Fluid in die Platte bekannt sein müssen, werden diese mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode berechnet.

3.2. Modellierung der Messplatten

Ausgehend von dem im vorherigen Kapitel vorgestellten Versuchsaufbau soll nun ein Modell abgeleitet werden. Dieses muss mit der FEM berechenbar sein und die Realität möglichst genau abbilden. Hierfür muss zum einen die Messplatte selbst bzw. genauer ihre Materialzusammensetzung und Geometrie in mathematische Zusammenhänge überführt werden. Zum anderen muss die Umgebung der Messplatten durch Randbedingungen in das Modell einfließen.

3.2.1. Geometrie und Materialien des FE-Modells

Zur Reduktion des Rechenaufwandes wird die Breite des Modells auf den Bereich einer Kühlluftbohrung begrenzt. Dies ist aufgrund der Periodizität der Kühlfilme zulässig. Die Breite des Modells beträgt 80 mm. Die Platten werden als perfekte Quader modelliert. Dabei wird der Einfluss der Thermoelemente (\varnothing 0,25 mm) und der Nuten, in die sie eingeklebt sind, vernachlässigt.

Die Eigenschaften der Materialien werden in der Berechnung durch Materialkonstanten abgebildet. Für die stationäre Wärmeleitberechnung müssen die temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeiten der verwendeten Materialien bekannt sein. Im Folgenden wird nun auf die einzelnen Materialien eingegangen.

Messungen der Wärmeleitfähigkeit des Schwarzlacks „Nextel-Velvet-Coating“ wurden von Lohrengel und Todtenhaupt [16] durchgeführt. Die Wärmeleitfähigkeit ist nur schwach temperaturabhängig ($\Delta\lambda \approx 0,01 \text{ W}/(\text{mK})$ bei $\Delta T = 100 \text{ K}$) und nicht für den gesamten Temperaturbereich bekannt. Daher wird die Wärmeleitfähigkeit als konstant mit dem Wert $0,192 \text{ W}/(\text{mK})$ angenommen.

Der Kunststoff PEEK besitzt laut Datenblatt [17] eine Wärmeleitfähigkeit von $0,27 \text{ W}/(\text{mK})$. Temperaturabhängigkeiten sind nicht bekannt.

Für den Stahl (1.2842) sind die Wärmeleitfähigkeiten bei den Temperaturen 20°C , 350°C und 700°C aus dem Datenblatt [18] bekannt. Siehe dazu TAB 1.

TAB 1. Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von Stahl (1.2842)

T[°C]	$\lambda[\text{W}/(\text{mK})]$
20	33,0
350	32,0
700	31,3

Die Wärmeleitfähigkeit des TiAl6V4 wurde von Richter [19] für einen großen Temperaturbereich bestimmt. Die relevanten Werte sind in TAB 2 aufgeführt.

TAB 2. Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von TiAl6V4

T[°C]	λ [W/(mK)]
20	6,5
50	6,9
100	7,6
150	8,4
200	9,1
250	9,8

3.2.2. Randbedingungen

Die Randbedingungen (RB) werden entsprechend des Versuchsaufbaus gewählt. Auf Ober- und Unterseite werden verschiedene Randbedingungen angenommen. Zum einen können Temperaturrandbedingungen und zum anderen können konvektive Wärmeübergänge vorgegeben werden. Die Temperaturrandbedingungen und die konvektive Randbedingung für die Oberseite stammen aus Messungen. Auf der Unterseite werden bei konvektivem Wärmeübergang als Randbedingung folgende Parameter gewählt: Für die gekühlte Platte wird ein Wärmeübergangskoeffizient von $5000 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ und eine Kühlwassertemperatur von 289 K vorgegeben. Die ungekühlte Platte ist auf ihrer Unterseite in Kontakt mit der Umgebungsluft, daher wird ein Wärmeübergangskoeffizient von $4 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ für freie Konvektion und eine Umgebungstemperatur von 300 K angenommen.

Für die restlichen Flächen müssen Annahmen getroffen werden. Zur Herleitung wird in BILD 5 die Messplatte und das Ausblasemodul in der Draufsicht dargestellt.

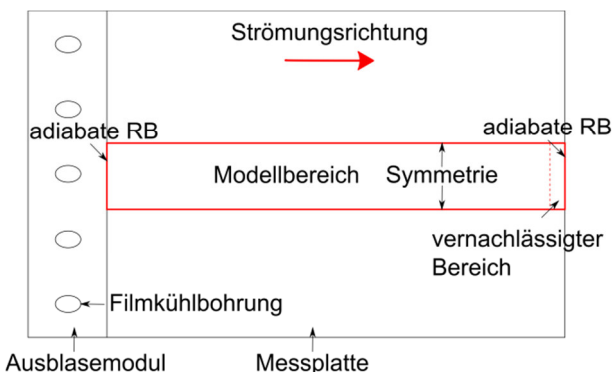


BILD 5. Schematische Draufsicht auf Ausblasemodul und Messplatte

Das stromauf befindliche Ende der Messplatte (in der Abbildung links) liegt direkt am Ausblasemodul an. Da dieses aus PEEK besteht, werden nur geringe Wärmeströme zwischen Messplatte und Ausblasemodul erwartet. Daher wird der Kontakt als adiabatisch angenommen.

Das Modell deckt in der Berechnung nur den Bereich einer Bohrungsteilung ab, der Versuch wird allerdings mit fünf

Bohrungen durchgeführt. Damit ist gewährleistet, dass die seitlichen Wände des Heißgaskanals nur einen geringen Einfluss auf die mittlere Filmkühlbohrung haben. Im Rahmen dieser Arbeit werden symmetrische Filmkühlausbläsungen betrachtet. Daher werden zwischen den einzelnen Bereichen der Bohrungen keine Wärmeströme ausgetauscht. Somit können die in BILD 5 oben und unten liegenden Grenzflächen des Modellbereichs als adiabatisch angenommen werden.

An dem stromab liegenden Ende des Modells, in BILD 5 rechts, wird ebenfalls eine adiabatische Randbedingung angenommen. Um den dadurch entstehenden Fehler gering zu halten, wird in Strömungsrichtung 10 mm länger die Temperatur gemessen, als von Interesse ist. Dieser Bereich wird mitberechnet und später bei der Auswertung vernachlässigt. Dadurch sollte sich der durch die adiabatische Randbedingung entstehende Fehler vor allem auf den vernachlässigten Bereich beschränken und nur geringen Einfluss auf den relevanten Modellbereich haben.

3.3. Verwendete Datensätze

Wie im vorherigen Abschnitt 3.2 dargelegt, soll auf Ober- und Unterseite des FE-Modells eine Temperaturrandbedingung vorgegeben werden. Im Folgenden werden alle verwendeten Datensätze und ihr Anwendungsbereich beschrieben.

3.3.1. Datensatz zum Testen der Auswerteroutine

Um den gesamten Auswerteprozess zu testen, ist es notwendig, realistische Temperaturverteilungen für beide Messplatten zu verwenden. Daher wird für beide Messplatten statt der Temperaturrandbedingung ein konvektiver Wärmeübergang in der Berechnung vorgegeben. Als Parameter werden die Verteilungen der adiabaten Wandtemperatur und die Verteilungen des Wärmeübergangskoeffizienten α_f verwendet. Die Daten dazu stammen aus Messungen von Baldauf et al. [1].

Aus dem Ergebnis der Berechnung können anschließend die Temperaturverteilungen für die jeweiligen Messplatten entnommen werden. Wenn die gesamte Auswerteroutine funktioniert, sollten die gleichen Wärmeübergangskoeffizienten und adiabaten Wandtemperaturen erhalten werden.

3.3.2. Aktuelle Messung zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten α_0

Nach der Validierung der Auswerteroutine wird eine Messung an dem neuen Prüfstand ausgewertet. Es handelt sich dabei um eine Messung ohne Filmkühlausbläsung auf der wassergekühlten Messplatte. Mit den Messdaten soll der Wärmeübergangskoeffizient α_0 ermittelt und mit der in Abschnitt 2.2 vorgestellten Korrelation verglichen werden.

In BILD 6 sind die ermittelten Temperaturverteilungen dargestellt. Die Verteilung a) stammt von der Oberseite der Messplatte und wurde, wie in Abschnitt 3.1 beschrieben, mittels Infrarotthermographie bestimmt. Die Temperaturen nehmen mit der Lauflänge ab, was auch der Theorie entspricht. Die Temperaturverteilung setzt sich aus fünf Bildern der Infrarotkamera zusammen. Das ist notwendig um die gesamte Lauflänge in hoher Auflösung abbilden zu können. Die Einzelbilder haben jeweils eine Länge von 100 mm . Die Auflösung der Daten beträgt $5 \text{ Messpunkte pro mm}$ in Strömungs- und in lateraler Richtung.

Die Temperaturverteilung in Abbildung BILD 6 b) wurde auf der Unterseite der Messplatte gemessen. Die Werte wurden mit Thermoelementen bestimmt und in Strömungsrichtung interpoliert. In lateraler Richtung wurden konstante Werte angenommen. Durch die Kühlung ist die Temperaturverteilung sehr gleichmäßig. Es ist nachvollziehbar, dass die Temperaturen auf der Unterseite leicht abnehmen, da ja auch die Temperaturen auf der Oberseite abnehmen.

Die für die Korrelation benötigten Größen sind in TAB 3 zusammengefasst.

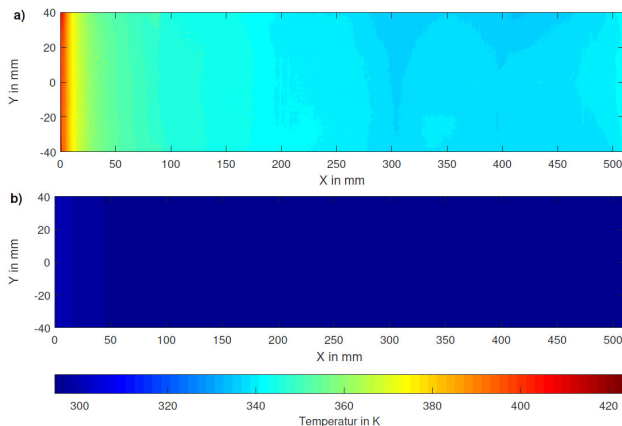


BILD 6. Temperaturverteilung der α_0 -Messung von Fraas:
a) Oberseite, b) Unterseite

TAB 3. Werte bzw. Wertebereich für Korrelation

Größe	Wert
ρ	0,9246 kg/m ³
w	45,2 m/s
c_p	1.032 J/(kgK)
$Re_{X_{ges}}$	329844 – 992130
Pr	0,7
X_s	245 mm
X_s'	215 mm
X	30 mm – 540 mm
T_{HG}	510 K
T_W	334 K - 421 K

3.4. Vorgehen in Matlab®

Das in Abschnitt 3.2 hergeleitete Modell der Messplatte soll nun in einem FE-Programm erstellt und validiert werden. Da die Infrarotthermographie mit Matlab® ausgewertet wird, ist es wünschenswert die Berechnung der Wärmeströme auch in Matlab® durchzuführen. Hierzu wird die Erweiterung PDE-Toolbox verwendet. Diese löst Partielle-

Differentialgleichungen (PDE) für zwei- und dreidimensionale Probleme mit Hilfe der FEM.

Im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte Voruntersuchungen ergaben allerdings, dass die maximale Feinheit des Rechnetetzes stark beschränkt ist. Ab einem Abstand zweier Knoten von einem Millimeter reicht der Arbeitsspeicher der verwendeten PCs nicht mehr aus. Da die Auflösung der Infrarotthermographie deutlich kleiner als ein Millimeter ist, wird die Matlab® PDE-Toolbox als ungeeignet für die Auswertung des Versuchs eingestuft.

3.5. Vorgehen in ABAQUS®

Da Matlab® nicht geeignet für die Berechnung ist, wird im Folgenden ABAQUS® für die FE-Analyse verwendet. Dabei handelt es sich um sehr umfangreiches FEM-Programm, welches bereits in einigen Vorgängerarbeiten zur Filmkühlung (Saumweber [3], Kneer et al. [7]) erfolgreich eingesetzt wurde. Problematisch an ABAQUS® ist, dass keine direkte Schnittstelle zwischen ABAQUS® und Matlab® existiert. Die Temperaturmessungen müssen folglich erst nach ABAQUS® exportiert und die Ergebnisse der Berechnung für die weitere Auswertung wieder importiert werden. Daher erweitert sich der Aufgabenbereich in diesem Unterkapitel um die Schaffung einer Schnittstelle zwischen Matlab® und ABAQUS®.

3.5.1. Modellerzeugung in ABAQUS®

Das Standardvorgehen zur Modellerzeugung in ABAQUS® beinhaltet folgende Schritte:

- 1) Import/Erzeugung der Geometrie
- 2) Definition des Materialverhaltens
- 3) Zusammensetzen (lediglich relevant bei mehreren Körpern in einer Berechnung)
- 4) Erstellung des „Steps“
- 5) Festlegen der Randbedingungen
- 6) Erzeugung eines Netzes

Im Folgenden wird anhand dieser Reihenfolge die Berechnungskonfiguration in ABAQUS® beschrieben.

In ABAQUS® lässt sich die Geometrie des untersuchten Modells auf unterschiedliche Weisen definieren. Aufgrund der einfachen Geometrie der Messplatte wird die Geometrie in dieser Arbeit direkt in ABAQUS® erstellt.

Das Materialverhalten wird in ABAQUS® durch die Erstellung von Materialien definiert. Dabei werden die relevanten Stoffwerte, in diesem Fall die Wärmeleitfähigkeit, angegeben. Temperaturabhängigkeiten lassen sich nur mittels stückweise linearer Funktionen definieren. Für Stahl und TiAl6V4 werden daher die in TAB 1 und TAB 2 aufgeführten Punkte in ABAQUS® eingegeben. Die erzeugten Materialien werden einzelnen Bereichen der Geometrie zugeordnet.

In ABAQUS® lassen sich sogenannte „Steps“ definieren, in denen Lasten (mechanisch, thermisch, elektrisch,...) auf das Modell aufgebracht werden können. Es wird ein „heat-transfer-Step“ erzeugt, mit der Einstellung „steady-state“. Dadurch wird in ABAQUS® ein stationäres Wärmeleitproblem gelöst. Als Solver-Einstellungen werden die Standardeinstellungen übernommen. Damit ist das Abbruchkriterium maximal 100 Iterationen oder eine Inkrementgröße kleiner 10^{-5} .

Die Randbedingungen (Temperatur- und Wärmeübergangskoeffizienten) werden als Felder der Ober- und Unterseite zugewiesen. Alle anderen Flächen sind automatisch adiabat.

ABAQUS® ermöglicht dem Benutzer vielfältige Netzerzeugungsmöglichkeiten. Aufgrund der einfachen Geometrie der Messplatte werden Quader als Elemente ausgewählt und ein strukturiertes Netz erzeugt. Die Feinheit des Netzes wird durch Vorgabe einer globalen Kantenlänge bestimmt. In der Lackschicht wird das Netz durch Vorgabe der Anzahl Elementschichten lokal verfeinert, um Extrapolationsfehler zu reduzieren (Saumweber [3]). Als Elementordnung wird „linear“ gewählt, da es bei „quadratic“ in Vorversuchen teilweise zu Konvergenzproblemen kam. Die für die Auswertung benötigte Feinheit des Netzes wird mittels einer Netzunabhängigkeitsstudie ermittelt. Bei beiden Platten sorgt ein Netz mit drei Elementschichten in der Lackschicht und einer globalen Kantenlänge von einem Millimeter für netzunabhängige Berechnungsergebnisse. Exemplarisch ist in Abbildung BILD 7 ein Netz für die gekühlte Messplatte dargestellt. Zur besseren Veranschaulichung der Struktur des Netzes wurde die globale Kantenlänge auf 4 mm vergrößert. Die quaderförmigen Elemente und die gleichmäßige Struktur sind gut erkennbar. Im vergrößerten Bereich sind die Elementschichten in der Lackschicht zu sehen.

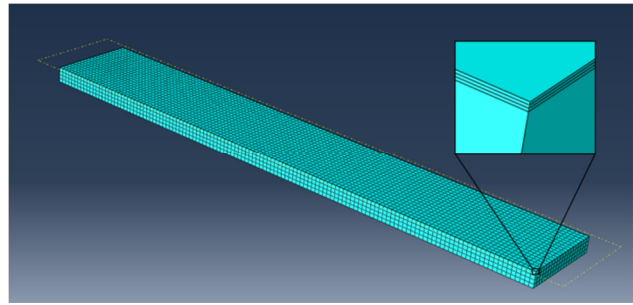


BILD 7. In ABAQUS® erzeugtes FE-Netz für das Messplattenmodell

3.5.2. Automatisierung der Berechnungskonfiguration und –auswertung

Da an den Prüfständen eine Vielzahl von Messungen durchgeführt werden, ist es erforderlich, deren Auswertung automatisiert ablaufen zu lassen. Daher müssen die aus der Infrarotthermographie in Matlab® vorliegenden Temperaturverteilungen automatisch als neue Randbedingungen in ABAQUS® vorgegeben werden und die Berechnung automatisch gestartet und ausgewertet werden.

ABAQUS® und Matlab® verfügen über keine direkte Schnittstelle über die Daten ausgetauscht werden können. ABAQUS® lässt sich über die Programmiersprache Python steuern. In Matlab® wiederum können Python-Skripte geschrieben und ausgeführt werden. Daher lässt sich über den Zwischenschritt Python eine Verbindung zwischen Matlab® und ABAQUS® herstellen.

In BILD 8 wird der sich damit ergebende Programmablauf

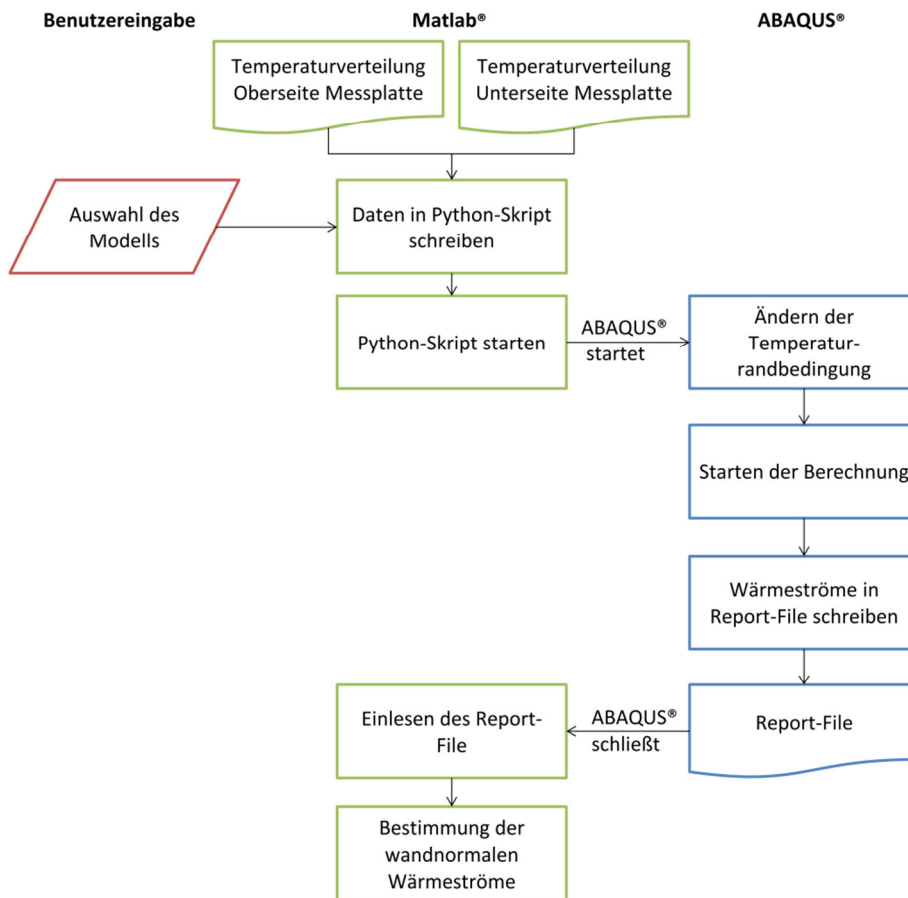


BILD 8. Ablauf der Berechnung in Matlab® und ABAQUS®

dargestellt. Die Temperaturverteilungen der Ober- und Unterseite liegen als Datei in Matlab® vor.

Beim Programmstart muss der Nutzer auswählen, welches Berechnungsmodell genutzt werden soll. In Matlab® wird mit dieser Information und den Temperaturverteilungen ein Python-Skript geschrieben. Im nächsten Schritt wird ABAQUS® im Hintergrund in Matlab® gestartet, und das Python-Skript wird ausgeführt. Dadurch wird das vorgegebene Modell geöffnet und in diesem die Temperaturrandbedingungen geändert. Die Berechnung wird gestartet. Nach Abschluss der Berechnung läuft das Python-Skript weiter, wodurch in ABAQUS® die Wärmeströme und Temperaturen in der Platte in ein „Report-File“ geschrieben werden. Danach wird ABAQUS® geschlossen und das „Report-File“ wird eingelesen. Für die weitere Auswertung sind lediglich die wandnormalen Wärmeströme auf der Oberseite relevant. Diese werden bestimmt und für die weitere Auswertung gespeichert.

Alle diese Schritte laufen bis auf die Vorgabe des Modells ohne Eingriff des Nutzers ab. Auch die Benutzeroberfläche von ABAQUS® wird nicht geöffnet.

3.6. Weiterverarbeitung der Berechnungsergebnisse und Auswertung des Superpositionsprinzips der Filmkühlung

Aus den berechneten Wärmeströmen und den Temperaturverteilungen auf der Oberseite der Messplatte müssen die adiabate Filmkühleffektivität und der Wärmeübergangskoeffizient α_f bestimmt werden. Dazu wird das in Abschnitt 2.1 dargestellte Superpositionsprinzip der Filmkühlung genutzt. Übertragen in eine dimensionsbehaftete Form mit der Voraussetzung, dass die Kühlluft- und die Heißgastemperatur jeweils einen festen Wert besitzen, ergibt sich ein linearer Zusammenhang zwischen der Wandtemperatur T_W und dem konvektiv in die Wand übertragene Wärmestrom \dot{q}_W . Für zwei Messpunkte ergibt sich aus Gleichung (1) das folgende Gleichungssystem:

$$(6) \quad \begin{aligned} \dot{q}_{W,1} &= \alpha_f (T_{aW} - T_{W,1}) \\ \dot{q}_{W,2} &= \alpha_f (T_{aW} - T_{W,2}). \end{aligned}$$

Das Gleichungssystem aufgelöst nach der adiabaten Wandtemperatur ergibt

$$(7) \quad T_{aW} = \frac{T_{W,1} \dot{q}_{W,2} - T_{W,2} \dot{q}_{W,1}}{\dot{q}_{W,2} - \dot{q}_{W,1}}$$

Auflösen nach dem Wärmeübergangskoeffizient ergibt

$$(8) \quad \alpha_f = \frac{\dot{q}_{W,2} - \dot{q}_{W,1}}{T_{W,1} - T_{W,2}}$$

Die Wandtemperaturen werden dem „Report-File“ entnommen. Die Werte sind bereits auf die Knotenpositionen interpoliert, an denen auch die Wärmeströme bekannt sind.

Die vom Fluid in die Wand übertragenen Wärmeströme stehen normal zur Wand. Daher werden aus den Berechnungsergebnissen nur die wandnormalen Wärmeströme ausgelesen. Hierbei ist zu beachten, dass es sich dabei nicht nur um einen konvektiv übertragenen Wärmestrom

handelt. Der Heißgaskanal strahlt Wärmestrahlung ab. Die Messplatten strahlen zwar ebenfalls Wärmestrahlung ab, allerdings absorbieren sie auch Wärmestrahlung von der Umgebung. Dies führt neben dem konvektiven Wärmestrom zu einem zweiten Wärmestrom in die Messplatte. Dieser Effekt wird in dieser Arbeit nicht korrigiert, muss allerdings bei der Betrachtung der Ergebnisse beachtet werden.

4. AUSWERTUNG DER BERECHNUNGSERGEBNISSE

Die Ergebnisse der Berechnungen werden in diesem Kapitel vorgestellt. Der Datensatz von Baldauf et al. [1] wird berechnet und mit der erstellten Auswerteroutine ausgewertet. Die Ergebnisse werden anschließend mit den Ergebnissen der Auswertung von Baldauf et al. [1] verglichen. Abschließend wird eine Berechnung mit den Messungen zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten ohne Filmkühlausblasung α_0 durchgeführt und mit einer Korrelation aus der Literatur verglichen.

4.1. Anwendung des Superpositionsprinzips der Filmkühlung

In BILD 9 sind die mit dem Datensatz von Baldauf et al. [1] ermittelten Temperaturverteilungen dargestellt. Deutlich sind die Temperaturunterschiede zwischen gekühlter und ungekühlter Messplatte erkennbar. Die gekühlte Messplatte ist auf der Oberseite kälter als die ungekühlte Messplatte auf der Unterseite.

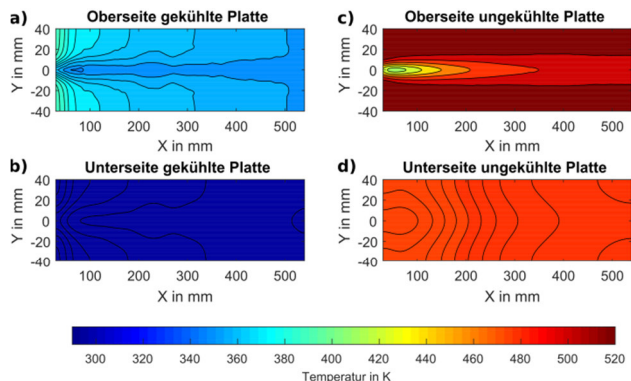


BILD 9. Temperaturverteilungen auf Ober- und Unterseite der gekühlten (a, b) und der ungekühlten (c, d) Messplatte nach Berechnung mit Daten von Baldauf et al. [1]

Mit den Temperaturverteilungen werden mit dem in Abschnitt 3.5.2 vorgestellten Programm die Berechnungen durchgeführt. Aus den ermittelten Wärmeströmen wird anschließend gemäß dem Superpositionsprinzip der Filmkühlung die adiabate Wandtemperatur und das Wärmeübergangskoeffizientenverhältnis berechnet. Dabei werden für den Wärmeübergangskoeffizienten ohne Filmkühlausblasung ebenfalls Werte von Baldauf et al. [1] verwendet. Das ist notwendig, um die Ergebnisse unverfälscht vergleichen zu können.

Das Ergebnis für die adiabate Wandtemperatur ist in Abbildung BILD 10 a) dargestellt. In Konturdiagramm b) ist die relative Abweichung zu den ursprünglichen Werten von Baldauf et al. zu sehen. Die Abweichungen sind mit weniger als 1% in den meisten Bereichen sehr gering. Tendenziell ist zu beobachten, dass bei geringeren adiabaten Wandtemperaturen höhere Abweichungen auftreten.

ten. Dies lässt sich durch die geringeren Wandtemperaturen in diesem Bereich erklären.

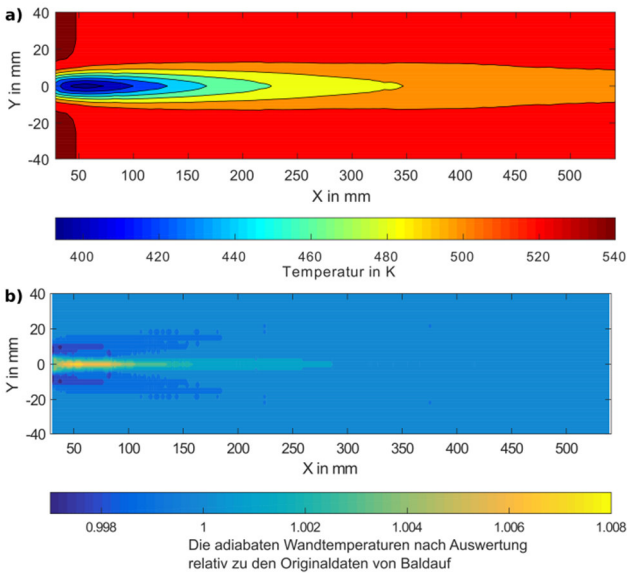


BILD 10. Verteilungen der adiabaten Wandtemperaturen T_{aw} in a) und selbige relativ zu den Originaldaten von Baldauf et al. [1] in b)

Bei der in BILD 11 dargestellten Verteilung des Wärmeübergangskoeffizientenverhältnisses sind die Abweichungen deutlich größer. Für große Bereiche weichen die Ergebnisse zwar weniger als 1% ab, im Bereich der stärksten Kühlung bei $X=80$ und $Y=0$ weichen die ermittelten Werte aber punktuell bis zu 17% ab. Dies lässt sich mit den hohen Temperaturgradienten in diesem Bereich erklären. Die Funktionsfähigkeit der Auswerteroutine wurde hiermit gezeigt.

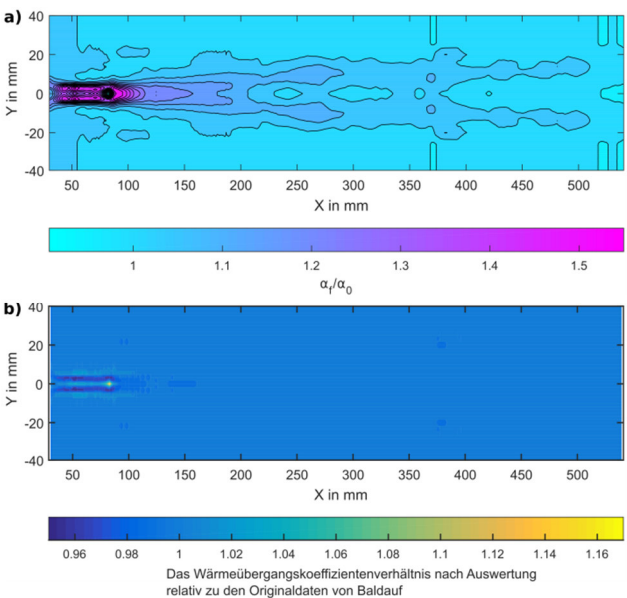


BILD 11. Verteilungen des Wärmeübergangskoeffizientenverhältnisses α_r/α_0 a) und dieses relativ zu den Originaldaten von Baldauf et al. [1] b)

4.2. Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten α_0 und Vergleich mit Korrelation

Bisher beschränkten sich die Untersuchungen auf das Testen des Modells und der Auswerteroutine. Im Folgenden soll eine tatsächliche Messung ausgewertet werden. Dabei handelt es sich um die bereits in Abschnitt 3.3.2 behandelte Messung zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten α_0 .

In lateraler Richtung sind keine Unterschiede im Wärmeübergangskoeffizienten zu erwarten. Das Heißgas strömt gleichmäßig über die Platte und die Kühlung auf der Platte ist auch sehr gleichmäßig. Der Wärmeübergangskoeffizient ist demnach lediglich von der Lauflänge abhängig. Wie bereits anhand der Temperaturverteilung in BILD 6 gezeigt, ist dies nicht der Fall. Um den Fehler zu reduzieren, werden die ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten lateral gemittelt. Das Ergebnis wird von der durchgezogenen, roten Linie in BILD 12 dargestellt.

Im Anfangsbereich der Platte sind die Werte der Wärmeübergangskoeffizienten mit bis zu $850 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ sehr hoch. Diese nehmen erst stark und ab $X=100 \text{ mm}$ weniger stark ab. Im stromabwärts gelegenen Bereich liegen die Wärmeübergangskoeffizienten bei etwa $110 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$. Wie bei der Temperaturverteilung sind die Übergänge der einzelnen Infrarotmessungen zu erkennen. An diesen Stellen ist der Verlauf der Linie deutlich unruhiger als im restlichen Verlauf. Nahe am Ende des Messplattenmodells ab $X=533 \text{ mm}$ steigt die Linie deutlich an. Zwar ist auch im Temperaturverlauf gegen Ende hin ein Anstieg der Temperaturen erkennbar, allerdings könnte der Anstieg zusätzlich auch an der im Modell angenommenen adiabaten Randbedingung liegen. Immerhin scheint der beeinflusste Bereich klein zu sein und damit in dem 10 mm Bereich zu liegen, der später ignoriert wird.

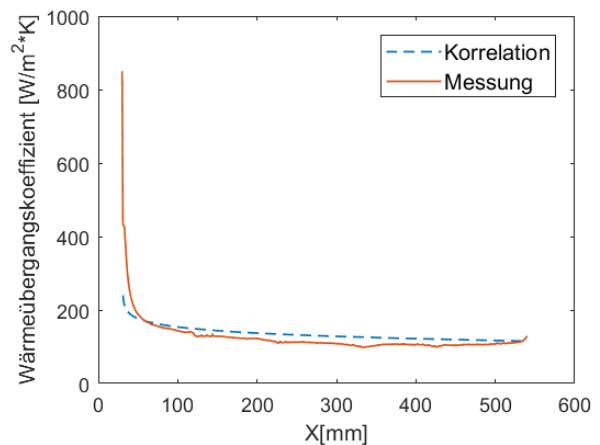


BILD 12. Vergleich der ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten in Strömungsrichtung: Messung (durchgezogen) und Korrelation (gestrichelt)

Eine zweite Verteilung von Wärmeübergangskoeffizienten wird mittels der in Abschnitt 2.2 vorgestellten Korrelation ermittelt. Auch diese Werte werden lateral gemittelt, da die Korrelation mit den lokalen Wandtemperaturen ausgewertet wird.

Die gestrichelte, blaue Linie in BILD 12 entspricht der Korrelation. Für den Bereich von $X=80 \text{ mm}$ bis $X=500 \text{ mm}$ sind die Werte sich sehr ähnlich, wobei die Korrelation um etwa 15% höhere Werte prognostiziert. Bei sehr kleinen X -

Werten und damit am Ausblasemodul ergibt die Messung deutlich höhere Wärmeübergangskoeffizienten als die Korrelation. Dies lässt sich möglicherweise auf eine unzulässige Annahme in der Modellierung zurückführen. In Abschnitt 3.2 wurde angenommen, dass zwischen Messplatte und Ausblasemodul keine Wärmeströme fließen. Das ist in der Realität nicht der Fall und könnte das Ergebnis verfälschen. Weiterhin muss beachtet werden, dass der Wärmeeintrag durch Strahlung des umgebenden Heißgaskanals bisher nicht berücksichtigt wurde. Eine Korrektur dieses Einflusses sollte den Wärmeübergangskoeffizienten verringern. Grund dafür ist, dass die Wände des Heißgaskanals wärmer sind als die Messplatte. Dadurch nimmt die Messplatte mehr Wärme durch Strahlung auf, als sie abgibt. Ein weiterer, bisher nicht berücksichtigter, Einflussfaktor ist die sehr hohe Turbulenzintensität des Heißgases von ca. 9%. Die Korrelation wurde für turbulenzarme Strömungen aufgestellt

5. ZUSAMMENFASSUNG

Ziel dieser Arbeit war es den Teil einer Auswerteroutine für einen Filmkühlprüfstand zu entwickeln. Diese muss mittels FE-Berechnungen Wärmeströme aus infrarotthermographisch gemessenen Temperaturverteilungen ermitteln. Mit diesen Wärmeströmen und den Temperaturverteilungen kann anschließend das Superpositionsprinzip der Filmkühlung angewendet werden.

Zuerst wurde das FE-Modell mit der Software Matlab® berechnet, in der auch die Infrarotmessungen ausgewertet werden. In Voruntersuchungen konnte allerdings festgestellt werden, dass Matlab® für das vorliegende Problem nicht geeignet ist.

Daher wurde im Folgenden das FE-Programm ABAQUS® verwendet. Mit diesem ließ sich die Berechnung im gewünschten Umfang durchführen. Es wurde eine Schnittstelle zwischen Matlab und ABAQUS® entwickelt. Diese nutzt die Programmiersprache Python und ermöglicht es, die Berechnungen in ABAQUS® automatisch zu konfigurieren, auszuwerten und die Ergebnisse anschließend in Matlab® einzulesen. Zur Weiterverarbeitung der Berechnungsergebnisse wurde in Matlab® ein Programm implementiert, welches das Superpositionsprinzip der Filmkühlung anwendet.

Berechnung und Auswerteroutine wurden im Anschluss getestet. Dabei wurde zum einen überprüft, wie fein das FE-Netz sein muss, um netzunabhängige Ergebnisse zu liefern. Und zum anderen wurde die Funktionsfähigkeit der Auswerteroutine mittels eines Datensatzes von Baldauf et al. [1] gezeigt.

Zum Abschluss wurde ein tatsächlich am Prüfstand gemessener Datensatz ausgewertet. Es handelte sich dabei um eine Messung ohne Filmkühlungsblasung. Der aus der Messung bestimmte Wärmeübergangskoeffizient wurde anschließend mit einer von Reynolds et al. [12] angegebenen Korrelation verglichen und zeigte weitgehend sehr gute Übereinstimmungen.

Allerdings gibt es für die Zukunft noch einige zu erforschende Themen. So müssen die berechneten Wärmeströme um den Strahlungseinfluss des Heißgaskanals korrigiert werden. Des Weiteren sollte die Annahme überprüft werden, dass keine Wärmeströme zwischen Messplatte und Ausblasemodul strömen. Außerdem muss für die Seitenflächen der Messplatten eine periodische Randbedingung in ABAQUS® implementiert werden. Die Be-

rechnungsmodelle wurden bisher nur für einen Prüfstand erstellt. Für einen zweiten Prüfstand müssen auch raue Oberflächen modelliert 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 Forschungsförderungsnummer 03ET7021F. Die Autoren danken der AG Turbo und der 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] S. Baldauf, A. Schulz und S. Wittig, „High-Resolution Measurements of Local Heat Transfer Coefficients From Discrete Hole Film Cooling,“ *Journal of Turbomachinery*, Bd. 123, pp. 749-757, 2001.
- [3] 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.
- [4] 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.
- [5] M. Ochs, A. Schulz und H.-J. Bauer, „INVESTIGATION OF THE INFLUENCE OF TRAILING EDGE SHOCK WAVES ON FILM COOLING THE INFLUENCE OF TRAILING EDGE SHOCK WAVES ON FILM COOLING,“ in *Proceedings of ASME Turbo Expo 2007 GT2007-27482*, Montreal, Canada, 2007.
- [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] 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.
- [8] 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.
- [9] 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 *Proceedings of*

ASME Turbo Expo 2017 GT2017-63585, Charlotte, NC, USA, 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. Gritsch, S. Baldauf, M. Martiny, A. Schulz und S. Wittig, „The Superposition Approach to local heat transfer coefficients in high density ratio film cooling flows,“ in *International Gas Turbine & Aeroengine Congress & Exhibition*, Indianapolis, Indiana, 1999.
- [12] 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.
- [13] T. Birnkraut, „Bestimmung der Temperaturverteilung auf einer Messplatte anhand von Infrarot Messdaten,“ Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, 2016.
- [14] M. Ochs, T. Horbach, A. Schulz und H.-J. Bauer, „A novel calibration method for an infrared thermography system applied to heat transfer experiments,“ *IOP Publishing Measurement Science and Technology*, Bd. 20, p. 075103, 2009.
- [15] M. Ochs, A. Schulz und H.-J. Bauer, „High dynamic range infrared thermography by pixelwise radiometric self calibration,“ *Infrared Physics & Technology*, Bd. 53, pp. 112-119, 2010.
- [16] J. Lohrengel und R. Todtenhaupt, „Wärmeleitfähigkeit, Gesamtemissionsgrade und spektrale Emissionsgrade der Beschichtung Nextel-Velvet-Coating 811-21 (RAL 900 15 tiefschwarz matt),“ *PTB-Mitteilungen*, Bd. 106, pp. 259-265 .
- [17] Ensinger GmbH, „TECAPEEK natural - Halbzeuge,“ Datenblatt, 2015.
- [18] Abrams Premium Stahl, „Technisches Datenblatt 1.2842,“ Datenblatt, 2016.
- [19] F. Richter, „Die physikalischen Eigenschaften der beiden Titan-Werkstoffe Ti 99,7 (3.7035) und TiAl 6 V 4 (3.7165),“ *METALL*, Bd. 6, pp. 572-575, 1988.