

# TRANSPIRATIONS- UND EFFUSIONSKÜHLUNG AN HYPERSCHALLFLUGKÖRPERN

K. A. Heufer, H. Olivier  
Stoßwellenlabor der RWTH Aachen  
Templergraben 55, 52062 Aachen  
Deutschland

## 1. KURZFASSUNG

In dieser Arbeit werden grundlegende Untersuchungen zur aktiven Kühlung im Hyperschall vorgestellt. Ausgehend von einer ebenen Plattenkonfiguration mit schlitzförmiger Ausblasöffnung wurde zunächst ein einfacher theoretischer Ansatz zur qualitativen Beschreibung der wesentlichen Vorgänge bei der Kühlgasausblasung aufgestellt und diese im Experiment verifiziert. Dabei wurden die Reynoldszahl der Anströmung, die Ausblasrate und die Schlitzbreite variiert. Die auftretenden Wärmelasten wurden mittels Thermoelementen und einer Infrarotkamera bestimmt. Ergebnis dieser Untersuchungen ist, dass mit der kleinsten untersuchten Schlitzbreite von 0,25 mm am effektivsten eine Senkung der Wärmelasten gegenüber dem Fall ohne Ausblasung von über 90% erreicht werden kann.

## 2. EINLEITUNG

Im Hyperschallflugbereich operierende Fluggeräte werden einer hohen Temperaturbelastung ausgesetzt. Dabei würden ohne Kühlungsmaßnahmen die Einsatzgrenzen der meisten bekannten Materialien überschritten. Die heutigen Kühl- und Thermalschutzsysteme für Strukturen, die sich in der Außenströmung befinden, können in ihrer Funktionsweise als passiv bezeichnet werden, d.h. sie nehmen keinen direkten Einfluss auf die Strömung zur Reduzierung der Wärmelasten. Eine Alternative zu den bestehenden Systemen stellt der Einsatz einer Transpirations- oder Effusionskühlung zum Schutz der thermisch am stärksten belasteten Bereiche dar.

Die beiden genannten aktiven Kühlsysteme arbeiten nach dem Prinzip, dass ein Kühlmedium in die Außenströmung eingeleitet wird. Bei der Effusionskühlung wird das Medium durch diskrete Öffnungen geführt, so dass sich ein Kühlfilm auf der Struktureoberfläche bildet, der den Wärmestrom an der Wand reduziert. Bei der Transpirationskühlung, bei der das Kühlmedium durch poröse Wände geleitet wird, findet zusätzlich zum Filmkühlungseffekt in der Wand eine Kühlung statt. Zur Idee, Körper mit Hilfe aus der Oberfläche austretender Gase zu kühlen, sind bereits in den 60er Jahren theoretische als auch experimentelle Arbeiten durchgeführt worden [1-3]. Sowohl diese als auch jüngere Arbeiten an Turbinenschaufeln [4-6] und Raketenbrennkammern [7-8] zeigen, dass das Prinzip der Transpirations- bzw. Effusionskühlung eine effektive Methode zur Senkung thermaler Lasten einer Struktur darstellt.

Die jüngste Vergangenheit insbesondere im Zusammenhang mit dem letzten Shuttle-Unglück belegt, dass die Zuverlässigkeit eines Thermalschutzes von größter Be-

deutung ist. Sie kann mit einem geeigneten, aktiven System erhöht werden, da in diesem Fall ein lokaler Ausfall des Kühlsystems nicht unmittelbar zum Strukturversagen führen muss.

Um die grundsätzlichen Vorgänge bei Ausblasung aus einem Körper unter Hyperschallbedingungen zu untersuchen, wurde zunächst als Modell eine ebene Plattenkonfiguration mit Querschlitzten gewählt, so dass im Wesentlichen zweidimensionale Strömungsverhältnisse vorliegen. Die auftretenden Strömungsgrößen für eine solche Konfiguration ohne Ausblasung sind in zahlreichen analytischen, numerischen und experimentellen Arbeiten in der Vergangenheit untersucht worden, so dass von einem bekannten Strömungsfeld insbesondere in Bezug auf die Wärmestromverteilung auf der ebenen Platte ohne Ausblasung gesprochen werden kann [9,10].

Für den Fall mit Ausblasung entsteht idealerweise ein Kühlfilm auf der Oberfläche, bei der das austretende Kühlgas eine Trennschicht zwischen Außenströmung und Oberfläche bildet. Die Kühlwirkung wird durch zwei Effekte erreicht. Zum einen wird durch den in die Grenzschicht eingebrachten Massenstrom deren Dicke erhöht. Dies hat eine Abnahme der Temperatur- und Geschwindigkeitsgradienten an der Wand zur Folge, wodurch der Wärmestrom und die Reibung an der Wand reduziert werden. Zum anderen kann der in die Wand eindringende Wärmestrom durch die Kühlgaseigenschaften wie Temperatur, Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität reduziert werden.

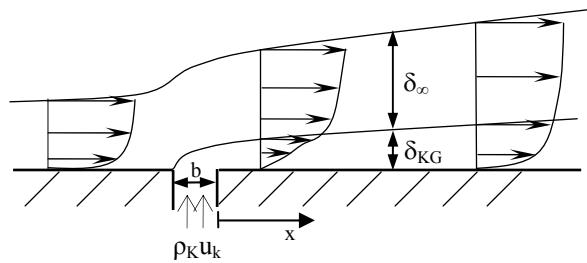


BILD 1. Filmbildung bei Ausblasung (Skizze)

Durch die Unterschiede in den Strömungsgrößen zwischen Kühlgas und Außenströmung entstehen Geschwindigkeits- und Temperaturgradienten an der Kontaktfläche, die mit zunehmender Lauflänge abnehmen. Dadurch nehmen die Gradienten an der Wand wieder zu und die Kühlwirkung somit ab. Im Realfall ist zudem mit wachsender Entfernung vom Auslassschlitz eine Vermischung zwischen Außenströmung und Kühlgas zu erwarten (Bild 1).

Für die durch die Ausblasung entstehende Grenzschichtdicke kann mit Hilfe des Gesetzes der Erhaltung der Masse folgende Beziehung für eine zweidimensionale Anordnung aufgestellt werden:

$$(1) \quad \delta = \delta_{\infty} + \delta_{KG} = \delta_{\infty} + \frac{\rho_K u_K}{\rho_{KG} u_{KG}} \cdot b$$

Wobei gilt:

$$(2) \quad \rho_{KG} u_{KG} = \frac{1}{\delta_{KG}} \int_0^{\delta_{KG}} \rho u \, dy$$

Ein für die Ausblasung entscheidender Parameter ist das Verhältnis zwischen Kühlmassenstrom und Massenstrom der Außenströmung pro Fläche, das als Ausblasrate  $F$  bezeichnet wird.

$$(3) \quad F = \frac{\rho_K u_K}{\rho_{\infty} u_{\infty}}$$

Mit Hilfe dieser Beziehung lässt sich die Gl. 1 umformulieren zu:

$$(4) \quad \delta = \delta_{\infty} + F \cdot b \cdot \frac{\rho_{\infty} u_{\infty}}{\rho_{KG} u_{KG}}$$

Die Gleichung 4 gibt über die Gesamtgrenzschichtdicke den grundlegenden Zusammenhang zwischen der grenzschichtdickenabhängigen Kühlwirkung und den Parametern Reynoldszahl der Anströmung, Ausblasrate und Breite der Ausblasöffnung wieder. Das Verhältnis von Massenstrom der Außenströmung zu Massenstrom in der Kühlgasgrenzschicht pro Fläche stellt dabei eine Unbekannte dar, die nur unter vereinfachenden Annahmen bestimmt werden kann.

Die auftretenden Wärmebelastungen an der Modelloberfläche werden mittels der dimensionslosen Stantonzahl ausgedrückt:

$$(5) \quad St = \frac{\dot{q}_w}{\rho_{\infty} u_{\infty} (h_0 - h_w)}$$

Um nun eine Kühlung in ihrer Wirksamkeit beschreiben zu können, wird die Stantonzahl für den Fall ohne Ausblasung als Referenz herangezogen. Dazu wird die folgende Kühlwirkungszahl definiert:

$$(6) \quad Z_K = \frac{St - St_{ref}}{St_{ref}} \cdot 100\%$$

Weiterhin wird in Gl. 7 eine Kühlleffektivität definiert, die proportional ist zum Verhältnis der Kühlwirkung zum verwendeten Kühlmassenstrom. Die Länge  $l_{ref}$  stellt dabei eine beliebige Referenzlänge dar.

$$(7) \quad \eta_K = - \frac{Z_K}{F \cdot \frac{b}{l_{ref}}}$$

## 2.1. Versuchsanlage

Zur Erzeugung der Hyperschallströmungen wurde der Stoßwellenkanal TH2 des Stoßwellenlabors der RWTH Aachen verwendet, der entweder mit einem Helium- oder einem Detonationstreiber betrieben werden kann [11,12]. Für beide Betriebsmöglichkeiten liegen kalibrierte Konditionen vor, mit denen die in Tab. 1 aufgelisteten Strömungsgrößen erreicht werden.

Ruhegrößen	
$p_0$ [bar]	70 – 560
$T_0$ [K]	1300 - 7400
$h_0$ [MJ/kg]	1,4 – 14,2
Freie Anströmung des Modells	
$Ma_{\infty}$ [-]	6,5 – 7,9
$Re_{\infty}$ [ $10^6$ /m]	0,8 – 7,7
$u_{\infty}$ [m/s]	1600 - 4850
$T_{\infty}$ [K]	120 - 1300
$p_{\infty}$ [bar]	0,006 – 0,3
Messzeit [ms]	1 - 8
Testgas	Luft (79,5% N <sub>2</sub> , 20,5% O <sub>2</sub> )

TAB 1. Betriebsbereich des Stoßwellenkanal TH2

## 2.2. Modell

Das Modell besteht im Wesentlichen aus einem keilförmigen Grundkörper, auf dem die eigentliche Versuchsplatte montiert wird. Durch den in Bild 2 gezeigten Aufbau wird die Versuchsplatte um 30° angestellt.

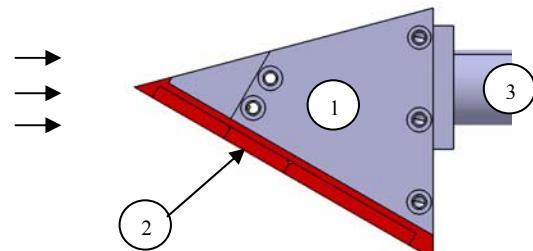


BILD 2. Seitenansicht Modell: (1) Grundkörper, (2) Versuchsplatte, (3) Modellstiel

Die Versuchsplatte besteht nun wiederum aus vier Elementen (Bild 3). Ein Metallrahmen fasst drei PVC-Platten. In der ersten Platte befindet sich die schlitzförmige Aus-

blasöffnung, die bündig an die nächste Platte anliegt. Diese beherbergt die benötigte Messtechnik. Die letzte Platte dient zum Verschließen des restlichen Modells.

Durch diesen modularen Aufbau lassen sich mit relativ geringem Aufwand geometrische Parameter der Ausblasung wie Schlitzposition und Schlitzgeometrie ändern. Als Plattenmaterial wurde PVC gewählt, um durch den hohen Emissionswert und die geringe Wärmeleitfähigkeit dieses Materials die Möglichkeit zur Infrarotthermographie bei der durch die kurzen Versuchszeiten bedingten geringen Temperaturänderung auf der Platte zu gewährleisten.

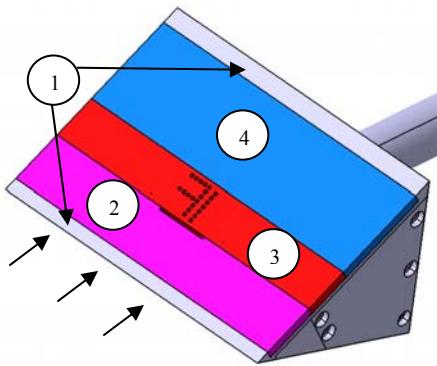


BILD 3. Versuchsplatte: (1) Metallrahmen, (2) vordere Platte mit Auslassschlitz, (3) Sondenplatte mit Thermoelementbohrungen, (4) hintere Platte

## 2.2.1. Messtechnik

Zur Bestimmung der Kühlwirkung mittels der in Gl. 5 definierten Kühlwirkungszahl ist die Berechnung der Stantonzahl notwendig. Hierzu werden zum einen die Anströmgrößen mit Hilfe des in [13] vorgestellten Verfahrens bestimmt. Zum anderen wird die Temperaturänderung auf der Modelloberfläche mittels koaxialer Thermoelemente gemessen, aus der sich der Wandwärmestrom bestimmen lässt. Die Anordnung der Thermoelemente kann Bild 4 entnommen werden.

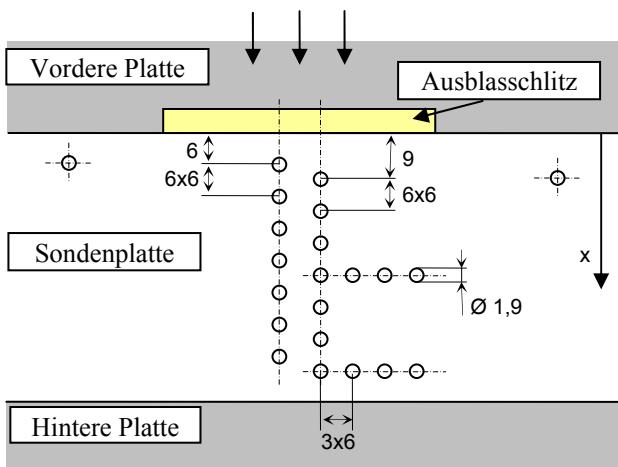


BILD 4. Anordnung der Thermoelemente (Skizze)

Unterstützend dazu wird eine Infrarotkamera eingesetzt, die einen großen Bildbereich mit einer hohen Ortsauflö-

sung betrachten kann. Aufgrund der kurzen Versuchsdauer (Tab 1) und einer begrenzten Bildwiederholrate der Kamera ist eine Wärmestromauswertung der Infrarotbilder jedoch nicht möglich.

## 2.2.2. Kühlgasversorgung

Die Anforderung an die Kühlgasversorgung, während der Messzeit im Versuch einen konstanten Kühlmassenstrom zur Verfügung zu stellen, wurde durch eine kleine Schalldüse in der Zuleitung realisiert. Unabhängig von Druckschwankungen hinter der Düse wird bei Einhaltung des kritischen Druckverhältnisses ein dem Druck und der Temperatur vor der Düse entsprechender Massenstrom durchgesetzt. Näherungsweise kann dieser durch die Gl. 7 bestimmt werden:

$$(7) \quad \dot{m}_{\text{Düse}} = A_{\text{Düse}}^* \cdot p_{0,1} \sqrt{\frac{\gamma}{RT_{0,1}} \left( \frac{2}{\gamma + 1} \right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma-1}}}$$

Um Einflüsse von Fertigungstoleranzen in Bezug auf den engsten Querschnitt der Düse und eventuelle Einflüsse der Grenzschicht in der Düse zu berücksichtigen, wurden die eingesetzten Schalldüsen vor ihrem Einsatz kalibriert. Dies geschah durch Bedruckung eines Körpers mit bekanntem Volumen mittels einer zu kalibrierenden Schalldüse. Über den Druckanstieg in diesem Körper kann bei konstant angenommener Temperatur der zugeführte Massenstrom nach Gl. 8 bestimmt werden:

$$(8) \quad \dot{m} = \frac{V}{RT} \cdot \dot{p}$$

Im Modell integriert speist die Düse die so genannte Ausblaskammer, die direkt unter dem Auslassschlitz im Modell angeordnet ist (Bild 5).

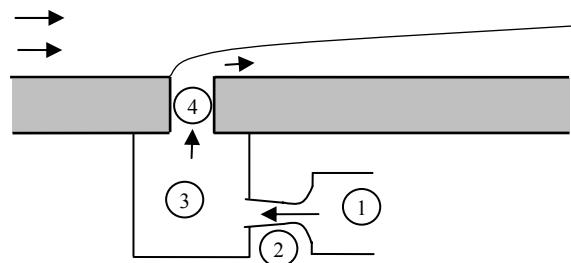


BILD 5. Skizze der Kühlgasversorgung: (1) Zuleitung, (2) Schalldüse, (3) Ausblaskammer, (4) Auslassschlitz

Der Kühlmassenstrom, der effektiv aus dem Modell während des Versuches austritt, kann mit Hilfe von Gl. 9 bestimmt werden. Für den Fall, dass der Ausblaskammerdruck konstant ist, ist der durch die Düse zugeführte Massenstrom gleich dem Kühlmassenstrom.

$$(9) \quad \dot{m}_{\text{Kühl}} = \dot{m}_{\text{Düse}} - \frac{V_3}{RT} \cdot \dot{p}_3$$

### 3. EXPERIMENTELLE ERGEBNISSE

Die Qualität der Anströmung im Versuchskanal wurde bereits in der Vergangenheit untersucht und eine Übereinstimmung der gemessenen Daten mit theoretischen Werten für eine laminare Strömung festgestellt [14]. Für die in dieser Arbeit verwendete Versuchskondition gelten die in Tab. 2 angegebenen mittleren Anströmgrößen. Weiterhin werden in dieser Tabelle die unter Voraussetzung idealen Gasverhaltens bestimmten Größen hinter dem schrägen Stoß an der Vorderkante des Modells aufgelistet. Da diese Größen für die Strömung auf der ebenen Platte entscheidend sind, werden sie zur Berechnung der Ausblasrate  $F$  herangezogen.

	Freie Anströmung	Größen hinter dem Schrägstoss
Ma [-]	7,27	2,50
u [m/s]	1618	1264
T [K]	123	634
p [bar]	0,00665	0,166
$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	0,0188	0,0917
$\rho u$ [kg/m <sup>2</sup> s]	30,4	115,9

TAB 2. Größen der Anströmung sowie hinter dem schrägen Stoß an der Modellvorderkante

#### 3.1. Referenzversuche

Die Referenzversuche wurden für jede Plattenkonfiguration 4- bis 6-mal ohne Auslassschlitz durchgeführt. Aus den erhaltenen Ergebnissen wurde anschließend ein Mittelwert der Stantonzahl für jedes Thermoelement ermittelt und damit die Referenzstantonzahl  $St_{ref}$  gebildet. Die Schwankungsbreite dieser Referenzversuche um ihren Mittelwert liegt größtenteils bei  $\pm 6\%$ . In Einzelfällen treten auch etwas höhere Abweichungen auf (Bild 6).

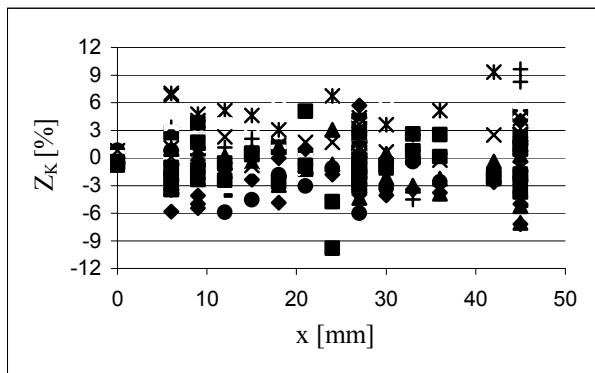


BILD 6. Schwankungsbreite der Stantonzahl

#### 3.2. Versuche mit Ausblasung

In dieser Arbeit wurde der Einfluss der Ausblasrate, der Reynoldszahl und der Schlitzbreite auf die Kühlwirkung untersucht. Dazu wurden die in Tab. 3 aufgeführten Konfigurationen in den Experimenten umgesetzt. Das eingesetzte Kühlgas war in allen Fällen Stickstoff.

Versuchsreihe	Ausblasrate F [-]	Entfernung des Ausbläschlitzes von der Vorderkante l [mm]	Schlitzbreite in Strömungsrichtung b [mm]
Reihe 1	0 – 0,167	55	0,5
Reihe 2	0 – 0,143	75; 125	0,5
Reihe 3	0 – 0,269	55	1,0 ; 0,25

TAB 3. Versuchsmatrix

Zur Bewertung der Ergebnisse bei Ausblasung ist es notwendig die Vorgänge während der gesamten Versuchszeit zu betrachten, da auch Ereignisse während der Anlaufphase der Strömung Einfluss auf die Ausblasbedingungen während der Messzeit haben können.

Aufgrund der kurzen zur Verfügung stehenden Versuchszeit ist es nicht möglich, die Kühlgasversorgung erst bei Erreichen eines stationären Strömungszustandes einzuschalten oder gar zu variieren. Demzufolge wird schon vor Versuchsbeginn der Kühlmassenstrom eingestellt. Der Betrieb der Versuchsanlage erfordert weiterhin ein Evakuieren der Messstrecke, so dass vor Versuchsbeginn der Kühlgasstrom mit Schall- oder geringer Überschallgeschwindigkeit aus der Modelloberfläche austritt. In der Ausblaskammer stellt sich dabei ein von der Größe des Ausbläschlitzes und vom eingestellten Massenstrom abhängiger Druck ein. Setzt nun nach Versuchsbeginn die Anströmung des Modells ein, läuft zunächst eine Stoßwelle durch die Versuchsstrecke. Daran anschließend baut sich der statische Druck in der Außenströmung bis zum Erreichen eines Maximalwertes auf. Im so genannten Normalfall steigt in dieser Phase der Druck in der Ausblaskammer mit dem Druck auf der Oberfläche, so dass der Druck in der Ausblaskammer höher als der statische Druck in der Außenströmung bleibt. Die Messzeit wird schließlich bei stationären Strömungsbedingungen ange setzt, die jeweils im Zeitraum zwischen 7 und 8 ms nach Versuchsbeginn vorliegen. Für diesen Zeitraum ist der Druck in der Kammer konstant und somit der zugeführte Massenstrom gleich dem austretenden Kühlmassenstrom. (Bild 7)

Bei gleicher Ausblasgeometrie kann ein zu gering eingestellter Massenstrom dazu führen, dass während des Strömungsaufbaus der Druck in der Ausblaskammer niedriger als in der Außenströmung ist und somit heißes Gas in die Kammer eintritt und sich mit dem Kühlgas vermischt. Dies führt zu einer erhöhten Austrittstemperatur des Kühlgases. Die Stoffeigenschaften des Kühlgases ändern sich durch die Vermischung nicht wesentlich, da das Gas der Außenströmung zum größten Teil aus Stickstoff besteht. Bei sehr niedrig eingestelltem Massenstrom wird

Bei sehr niedrig eingestelltem Massenstrom wird weiterhin kein stationärer Zustand während der Messzeit erreicht. Diese Vorgänge begrenzen die Möglichkeiten den Kühlmassenstrom im Experiment beliebig weit zu reduzieren. Die dazu entsprechende Ausblasrate wird im Folgenden mit  $F_{\min}$  bezeichnet und liegt für alle Versuche zwischen 0,095 und 0,11.

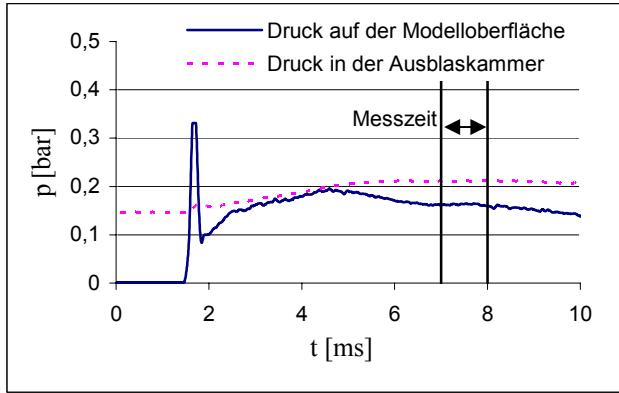


BILD 7. Druckverläufe auf der Modelloberfläche und in der Ausblaskammer,  $l = 55 \text{ mm}$ ,  $b = 0,25 \text{ mm}$ ,  $F = 0,178$

### 3.2.1. Einfluss der Ausblasrate und der Entfernung von der Ausblasöffnung

Aus den theoretischen Überlegungen steigt nach Gl. 4 mit steigender Ausblasrate die Grenzschichtdicke und damit auch die Kühlwirkung. Mit zunehmender Entfernung vom Ausblasklitz wird die Kühlwirkung durch den Angleich von Geschwindigkeit und Temperatur zwischen Außenströmung und Kühlgasgrenzschicht wie in Kapitel 2 beschrieben reduziert. Dieses Verhalten konnte in der Versuchsreihe 1 nachgewiesen werden. Bild 8. zeigt das Verhalten der Kühlwirkungszahl über die Entfernung vom Ausblasklitz, der sich bei  $x = 0$  befindet. Während kurz hinter der Ausblasöffnung eine starke Kühlwirkung zu beobachten ist, nähert sich mit zunehmender Lauflänge die Ausgleichskurve asymptotisch der Nulllinie.

Weiterhin ist zu erkennen, dass ausgenommen der Versuch mit  $F = 0,210$ , mit zunehmender Ausblasrate die Kühlwirkung an allen Messpunkten verbessert und somit auch die Einflusslänge der Kühlwirkung vergrößert wird. Trägt man die Kühlwirkungszahl über die Ausblasrate auf, ist vor allem nah am Ausblasklitz ein starker Abfall der Kühlwirkung nach Unterschreiten von  $F_{\min}$  zu beobachten (Bild 9). Dies kann durch das Einströmen der Außenströmung in die Ausblaskammer vor der eigentlichen Messzeit erklärt werden. Der dadurch entstehende Temperaturanstieg und die Vermischung in der Ausblaskammer führen zu einer Erhöhung der Kühlgastemperatur und damit während der Ausblasung in der Messzeit zu einer Reduzierung der Kühlwirkung. Weiter entfernt vom Ausblasklitz ist kaum eine Wirkung dieses Effektes zu erkennen, was darauf schließen lässt, dass erwartungsgemäß mit der Lauflänge eine Durchmischung mit der Außenströmung stattfindet und damit der Einfluss der Kühlgastemperatur reduziert wird.

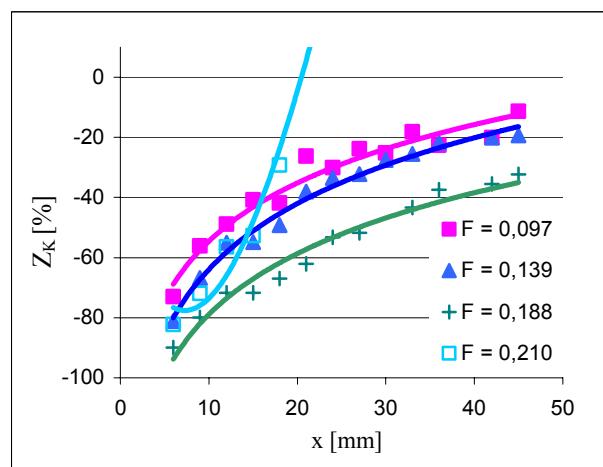


BILD 8. Abhängigkeit der Kühlwirkung vom Abstand zum Ausblasklitz und von der Ausblasrate,  $l = 55 \text{ mm}$ ,  $b = 0,5 \text{ mm}$

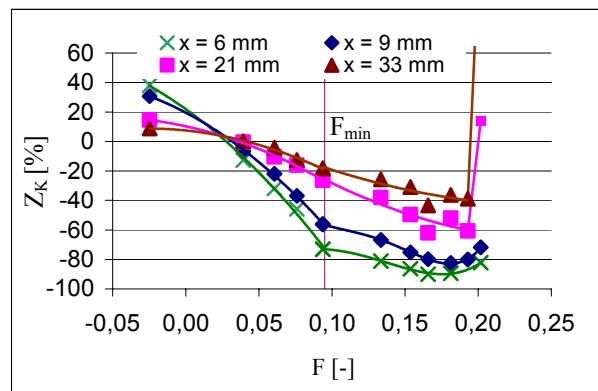


BILD 9. Einfluss der Ausblasrate und der Entfernung vom Ausblasklitz auf die Kühlwirkungszahl,  $l = 55 \text{ mm}$ ,  $b = 0,5 \text{ mm}$

Neben einer minimalen Ausblasrate kann weiterhin eine kritische Ausblasrate  $F_{\text{krit}}$  definiert werden. Sie gibt die Ausblasrate an, bei der durch die Ausblasung eine Transition der Grenzschicht auf der Modelloberfläche hervorgerufen wird. Erkennbar ist dies durch einen starken Anstieg der Kühlwirkungszahl, welcher in Bild 8 und Bild 9 für die betrachteten Strömungsbedingungen bei einer Ausblasrate von  $F = 0,210$  zu beobachten ist.

### 3.2.2. Einfluss der Reynoldszahl

Der Einfluss der Reynoldszahl wurde durch Anordnung des Ausblasklitzes in verschiedenen Entfernungen zur Modellspitze untersucht. Gebildet mit dieser Länge ergibt sich ein untersuchter Reynoldszahlbereich von  $2 \cdot 10^5$  bis  $4,5 \cdot 10^5$ . In Bild 10 ist zu erkennen, dass mit steigender Reynoldszahl, d.h. in diesem Fall mit zunehmender Anströmgrenzschichtdicke am Ausblasklitz, die kritische Ausblasrate sinkt, die erreichbare Kühlwirkungszahl aber nicht signifikant variiert.

Bei gleichen Anströmbedingungen des Modells steigt mit zunehmender Entfernung von der Modellvorderkante die Anfachungsrate der Störungen in der Grenzschicht. Dies hat zur Folge, dass die Grenzschicht mit steigender Rey-

noldszahl empfindlicher gegenüber Störungen wird. Eine Transition tritt dann bei kleineren Ausblasraten auf. Gleichzeitig sind bei mit der Lauflänge gebildeten größeren Reynoldszahlen die Wandgradienten vor der Ausblasöffnung geringer, so dass ein geringerer Kühlmassenstrom zum Erreichen einer gewissen Kühlleistung erforderlich ist.

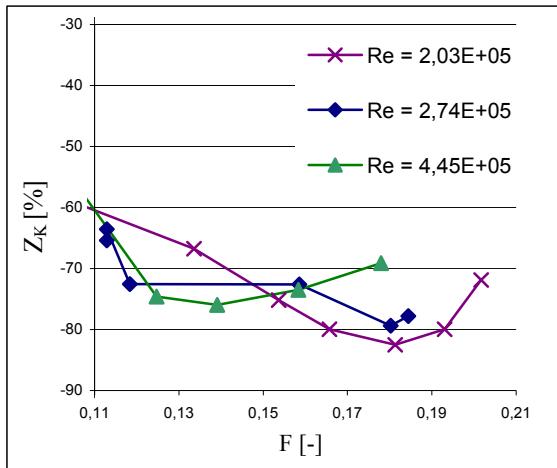


BILD 10. Einfluss der Reynoldszahl auf die Kühlwirkung,  $l = 55 - 125 \text{ mm}$ ,  $b = 0,5 \text{ mm}$ ,  $x = 9 \text{ mm}$

### 3.2.3. Einfluss der Schlitzbreite

Wird wie zuvor die Grenzschichtdickenerhöhung am Ort der Ausblasung als entscheidender Parameter zur Reduzierung der Wärmelasten betrachtet, muss nach Gl. 4 bei kleiner werdender Schlitzbreite die Ausblasrate zur Verwirklichung einer identischen Kühlwirkung vergrößert werden. Dieses Verhalten zeigen die in den Bildern 11 und 12 dargestellten Versuchsergebnisse sowohl nah ( $x = 9 \text{ mm}$ ) als auch weiter entfernt ( $x = 21 \text{ mm}$ ) vom Ausblaschlitz.

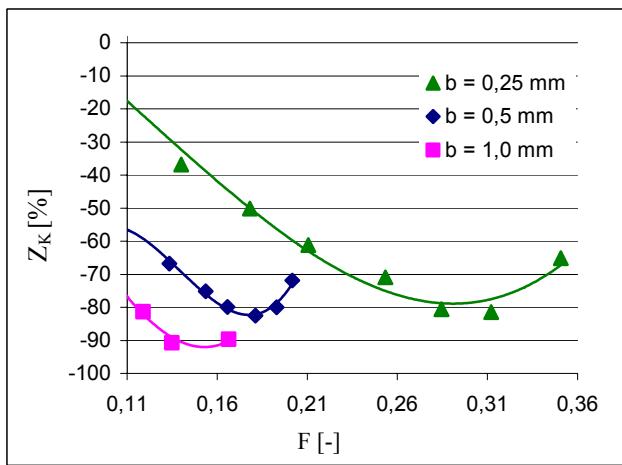


BILD 11. Abhängigkeit der Kühlwirkungszahl von der Schlitzbreite,  $l = 55 \text{ mm}$ ,  $x = 9 \text{ mm}$

In der Praxis ist jedoch nicht die Ausblasrate sondern der einzusetzende Kühlmassenstrom für eine bestimmte Kühlleistung von Interesse. Daher ist letztendlich die Effektivität einer Ausblaskonfiguration entscheidend. In Bild 13 ist die Effektivität nach Gl. 7 bzgl. der drei untersuchten Schlitzbreiten dargestellt. Es ist zu erkennen, dass eine

schmale Schlitzkonfiguration eine höhere Effektivität als eine breitere erzielt. Die höchste Effektivität der jeweiligen Schlitzkonfiguration wird nah ( $x = 6 \text{ mm}$ ) an der Ausblasöffnung bei geringen und entfernt von der Ausblasöffnung ( $x = 21 \text{ mm}$ ) bei höheren Ausblasraten erreicht. Der Betrag der höchsten Effektivität ist nicht nur von der Schlitzbreite sondern auch von der Entfernung vom Ausblaschlitz abhängig. Diese Abhängigkeit lässt mit zunehmender Schlitzbreite jedoch nach.

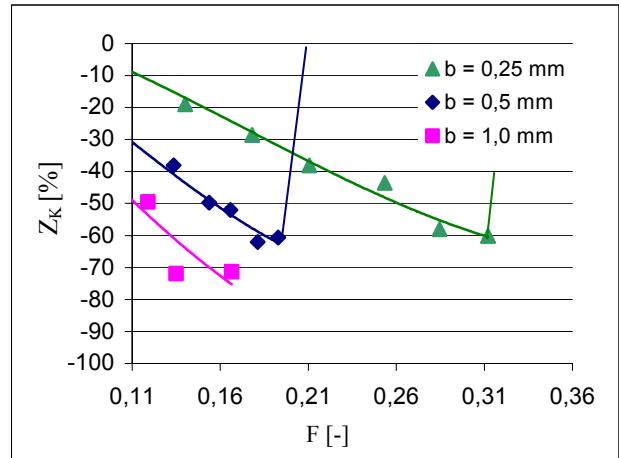


BILD 12. Abhängigkeit der Kühlwirkungszahl von der Schlitzbreite,  $l = 55 \text{ mm}$ ,  $x = 21 \text{ mm}$

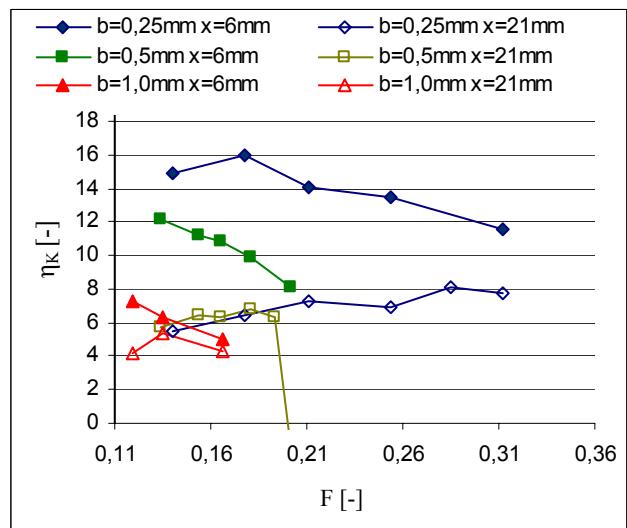


BILD 13. Einfluss der Schlitzbreite auf die Effektivität der Ausblasöffnung,  $l = 55 \text{ mm}$

### 3.2.4. Infrarotthermographie

Mit Hilfe der Infrarotthermographie konnten die Ergebnisse der Thermoelementmessung zum einen bestätigt werden und zum anderen Effekte nachgewiesen werden, die von den Thermoelementen nur unzureichend oder gar nicht erfasst werden konnten. In Bild 14 ist zunächst eine Aufnahme kurz vor Versuchsbeginn dargestellt. Die Thermoelemente und der Ausblashchlitz sind durch weiße Flächen markiert. Deutlich ist ein kaltes Gebiet um den Ausblaschlitz zu erkennen, das durch die Kühlgasausblasung vor

dem Versuch entsteht. Dieses Gebiet ist auch auf den Versuchsaufnahmen zu erkennen und ist nicht mit einer Kühlung während des Versuches gleichzusetzen. Während des Versuches erscheinen die Thermoelemente als kalte Punkte, da sie aufgrund der besseren Wärmeleitfähigkeit im Gegensatz zum PVC-Material eine geringere Oberflächentemperatur erreichen und aufgrund eines niedrigeren Emissionswertes weniger Strahlung abgeben. Die angegebene Temperaturskala ist für alle Bilder gültig. Höhere und tiefere Temperaturen als die angegebenen Maximalwerte werden nicht mehr aufgelöst und in der Farbe der Maximalwerte dargestellt.

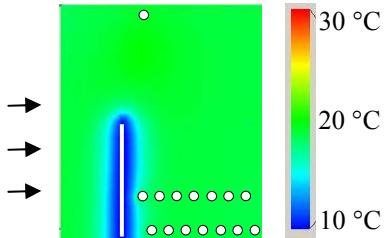


BILD 14. Infrarotaufnahme vor Versuchsbeginn

In den Bildern 15-17 sind Infrarotaufnahmen der drei untersuchten Schlitzbreiten für jeweils eine schwache, mittlere und die stärkste Ausblasrate (vgl. Bild 11) dargestellt. Korrelierend mit den Ergebnissen der Thermoelemente wächst jeweils mit steigender Ausblasrate die Kühlwirkung bis eine Transition stattfindet. Der Einflussbereich der Kühlung wird von seitlichen Wirbelstrukturen begrenzt, die mit steigender Ausblasrate an Ausdehnung und Intensität zunehmen und in ihrem Einflussbereich hohe Wärmelasten hervorrufen. Bei Vergleich der Aufnahmen mit etwa gleicher Ausblasrate (Bild15 Aufnahme1 ↔ Bild16 Aufnahme 2, Bild16 Aufnahme 1 ↔ Bild17 Aufnahme 2) ist festzustellen, dass eine kleinere Schlitzbreite auch eine geringere Wirbelintensität zur Folge hat, während bei gleichem Kühlmassenstrom (Bild15 Aufnahme 3 ↔ Bild16 Aufnahme 2) erwartungsgemäß größere Schlitzbreiten vorteilhafter sind, da in diesem Fall die Austrittsgeschwindigkeit des Kühlgases am Schlitz geringer ist.

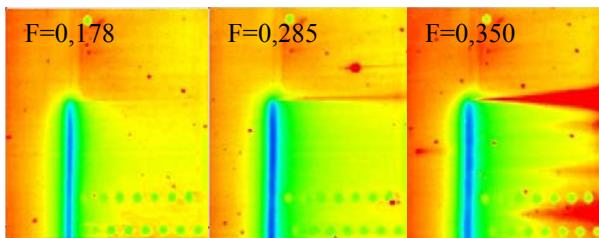


BILD 15. Infrarotaufnahme,  $b = 0,25 \text{ mm}$ ,  $l = 55 \text{ mm}$

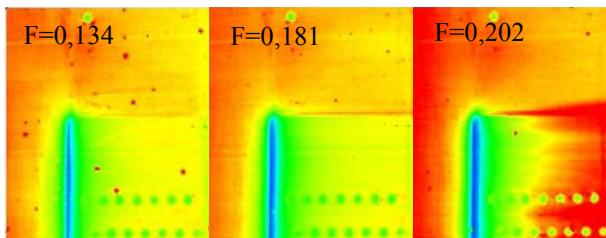


BILD 16. Infrarotaufnahme,  $b = 0,5 \text{ mm}$ ,  $l = 55 \text{ mm}$

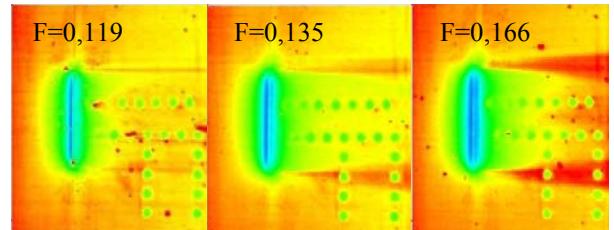


BILD 17. Infrarotaufnahme,  $b = 1,0 \text{ mm}$ ,  $l = 55 \text{ mm}$

#### 4. ZUSAMMENFASSUNG

Die vorgestellten Experimente zeigen, dass das Ausblasen eines Kühlgases aus einer Körperoberfläche eine wirkungsvolle Methode zur Senkung der Wärmelasten auf diesen Körper im Hyperschallströmungsbereich darstellt. Relativ unabhängig von der Ausblaskonfiguration können kurz hinter der Ausblasöffnung die Wärmelasten bis über 90% gegenüber dem Fall ohne Ausblasung reduziert werden. Dabei besteht der Zusammenhang, dass mit steigender Ausblasrate die Kühlwirkung bis zu einem von der Entfernung zum Auslassschlitz abhängigen Maximalwert gesteigert werden kann. Nach Erreichen dieses Maximalwertes sinkt die Kühlwirkung wieder, da der austretende Kühlmassenstrom eine Transition der Grenzschicht bewirkt. Diese Transition ist abhängig von der durch die Ausblasung bedingten Störung und dem Grad der Störungsanfachung der Grenzschicht vor dem Auslassschlitz. Bei kleineren Lauflängen bis zur Ausblasöffnung, d.h. bei kleineren Störungen in der ankommenden Grenzschicht, können höhere Ausblasraten realisiert werden, bis die Strömung umschlägt. Analog dazu lässt sich ein Zusammenhang zwischen der Schlitzbreite und der Ausblasrate beschreiben. Mit größer werdender Schlitzbreite findet die Transition bei kleineren Ausblasraten statt. Bei gleichem Kühlmassenstrom tritt die Transition für kleine Schlitzbreiten früher auf, was auf die erhöhte Austrittsgeschwindigkeit zurückzuführen ist. Im Vergleich der Ausblaskonfigurationen untereinander stellte sich die kleinste Schlitzbreite bezogen auf den Kühlmassenstrom als effektivste heraus.

Die in dieser Arbeit erzielten Ergebnisse zeigen das große Potenzial einer aktiven Kühlung für den Hyperschallflugbereich. Aus anderen Einsatzbereichen ableitend kann wahrscheinlich die Wirkung einer einzelnen Ausblasöffnung durch eine Neigung bzgl. der Oberfläche oder durch Aufweitung der Austrittsöffnung noch optimiert werden. Zur flächendeckenden Kühlung können mehrere Ausblasungen hintereinander geschaltet werden, wobei in Hinblick auf die erreichbare Effektivität der einzelnen Ausblasöffnung eine Kombination aus kleinen Öffnungen wahrscheinlich effektiver ist als eine mit großen. Auch in Hinblick auf die Wirbelbildung am Rand der Ausblasöffnung erscheint die Wahl einer kleinen Ausblasöffnungsbreite sinnvoll. Die extremste Form einer solchen Anordnung wäre dabei die poröse Wand, bei der eine maximale Anzahl von Öffnungen mit minimalem Querschnitt vorhanden ist.

## 5. LITERATUR

- [1] Cresci J.R., Libby P.A.: The downstream influence of mass transfer at the nose of a slender cone, *Journal of the Aerospace Sciences* 29: 815-826, 1962
- [2] Gollnick A.F. Jr.: Thermal effects on a transpiration cooled hemisphere, *Journal of the Aerospace Sciences* 29: 583-595, 1962
- [3] Fox H., Libby P.A.: Helium injection in to the boundary layer at an axisymmetric stagnation point, *Journal of the Aerospace Sciences* 29: 921-934, 1962
- [4] Thole M., Gritsch M., Schuls A., Wittig S.: Flowfield measurements for film-cooling holes with expanded exits, *ASME 96-GT-174*, 1996
- [5] Thole M., Gritsch M., Schuls A., Wittig S.: Transsonic film-cooling investigations: Effects of hole shapes and orientations, *ASME 96-GT-222*, 1996
- [6] Jubran B.A., Al-Hamadi A.K., Theodoridis G.: Film cooling and heat transfer with air injection through two rows of compound angle holes, *Heat and Mass Transfer* 33: 93-100, Springer Verlag, 1997
- [7] Lezuo M.K.: Wärmestransport in H2-transpirativ gekühlter Brennkammer, Dissertation, DLR/RWTH Aachen, 1998
- [8] Greuel D., Serberst E., Haidn O.J.: Einsatz von porösen Faserkeramiken für Effusionskühlung im Düsenbereich von Raketenbrennkammern, *Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress 2001*, DGLR-JT2001-118
- [9] Anderson J. D.: Hypersonic and high temperature gas dynamics, *AIAA 2000*, ISBN 1-56347-459-X
- [10] Van Driest E. R.: Investigation of a laminar boundary layer in compressible fluid using the crocco method, *TN2597*, NACA 1952
- [11] Grönig H., Olivier H.: Experimental hypersonic flow research in Europe, *JSME Int. J., Series B*, Vol. 41, No. 2: 397-407, 1998
- [12] Habermann M., Olivier H.: Experimental studies in a detonation driven shock tube at elevated pressures, *Proc. of the JSSW* 1: 551-554, 1998
- [13] Olivier H.: An improved method to determine free stream conditions in hypersonic facilities, *Shock Waves* 3: 129-139, 1993
- [14] Vetter M., Hyperschallumströmung von Modellen im Stoßwellenkanal, Diss. RWTH Aachen, 1993