

# Étude expérimentale d'une interaction de jets obliques avec un écoulement transversal compressible.

## I. Effets de la compressibilité en régime subsonique sur les champs aérothermiques

Rabah Dizene<sup>a</sup>, Jean-Marc Charbonnier<sup>b\*</sup>, Eva Dornignac<sup>c</sup>, Roger Leblanc<sup>d</sup>

<sup>a</sup> Université des Sciences et de la Technologie Houari Boumédiène (USTHB), Institut de Génie Mécanique (IGM), BP 32, El-Alia, 16111 Bab Ezzouar, Algérie

<sup>b</sup> Aeronautics/Aerospace Department Von Karman Institute For Fluid Dynamics, steenweg op Waterloo 72, B-1640 Sint-Genesius-Rode, Belgique

<sup>c</sup> Laboratoire d'Études Thermiques ENSMA, BP 109, 86960 Futuroscope cedex, France

<sup>d</sup> Laboratoire d'Études Aerodynamiques Centre d'Études Aerodynamiques et Thermiques Université de Poitiers 43, route de l'aérodrome, 86036 Poitiers cedex, France

(Reçu le 12 novembre 1998, accepté le 30 juillet 1999)

**Résumé** — Les résultats de l'étude expérimentale d'interaction de jets obliques avec un écoulement transversal menée en régime compressible ( $M_e = 0,72$ ) sont confrontés à ceux obtenus en régime incompressible ( $M_e = 0,1$ ). La comparaison concerne le champ des écoulements en pleine veine et de paroi. Le champ des vitesses est obtenu par des mesures réalisées par vélocimétrie Doppler laser, alors que le champ des températures moyennes dans l'écoulement est mesuré à l'aide de sondes thermocouples. Les cartes de température en surface sont obtenues à l'aide de la technique de la thermographie infrarouge. Toutes les mesures sont faites pour des valeurs voisines du rapport d'injection ( $R = 0,50$  à  $0,6$ ) défini par le rapport des débits massiques par unité de surface. L'étude démontre que dans ces conditions, la hauteur de pénétration est plus importante pour le cas compressible avec une diffusion latérale des jets plus faible qu'en incompressible. Les modifications apportées par les jets aux distributions de transfert de chaleur pariétal sont moins marquées en compressible à cause de la pénétration plus importante des jets dans l'écoulement transverse. Ces résultats montrent que ni le rapport des débits massiques ni celui des débits de quantité de mouvement ne constituent un paramètre d'extrapolation adéquate pour passer des résultats obtenus en incompressible aux valeurs en régime compressible sous-sonique, régime courant d'opération pour les problèmes de refroidissement en turbines à gaz. © 2000 Éditions scientifiques et médicales Elsevier SAS

refroidissement / efficacité / rapport d'injection / interaction / jet / compressibilité / transfert thermique

**Abstract** — Experimental study of inclined jets cross flow interaction in compressible regime. I. Effect of compressibility in subsonic regime on velocity and temperature fields. The results of the investigation of the interaction of a row of jets with a compressible cross flow are compared with their counterpart obtained in incompressible regime. The comparison reported here focuses on the flow field resulting from the interaction above and at the wall. The velocity and temperature fields are measured respectively by laser Doppler velocimetry and thermocouple probes. The wall temperature distributions are measured using an infrared camera. The experiments are performed for cross flow Mach numbers of 0.72 and 0.1 for respectively the compressible and incompressible regimes with almost the same injection rate ( $R = 0.50$  and  $0.6$ ). Significant differences are noticed between the two flow fields in particular on the vertical development of the jets in the cross flow and on the turbulent diffusion. The jet penetration is found to be higher in the compressible regime with less interaction between the jets. The comparison also shows that the wall heat transfer modifications induced by the jets are less pronounced in the compressible case as a result of the higher penetration of the jets. These results show that neither the mass flux ratio nor the momentum ratio are good candidates for extrapolation of the cooling efficiency from the incompressible case to the real compressible case as encountered in the practical applications. © 2000 Éditions scientifiques et médicales Elsevier SAS

cooling / effectiveness / blowing rate / interaction / jet / compressibility / heat transfer

\* Correspondance et tirés à part.  
jean-marc.charbonnier@cnes.fr

## Nomenclature

<i>D</i>	diamètre des tubes d'injection . . . . .	m
<i>M</i>	nombre de Mach	
<i>P</i>	pression . . . . .	N·m <sup>-2</sup>
<i>R</i>	rapport d'injection basé sur les débits massiques = $(\rho_j u_j)/(\rho_e u_e)$	
<i>R</i> <sub>2</sub>	rapport d'injection basé sur les débits de quantité de mouvement = $(\rho_j u_j^2)/(\rho_e u_e^2)$	
<i>Re</i> <sub>D</sub>	nombre de Reynolds = $\rho_e u_e D / \mu_e$	
<i>T</i>	température totale, locale et moyenne	K
<i>u</i> , <i>v</i>	composantes longitudinale et verticale de la vitesse moyenne . . . . .	m·s <sup>-1</sup>
<i>u'</i> , <i>v'</i>	composantes longitudinale et verticale de la vitesse fluctuante . . . . .	m·s <sup>-1</sup>
<i>X</i> , <i>Y</i> et <i>Z</i>	distances respectivement longitudinale, verticale et transversale . . . . .	m

### Symboles grecs

$\delta$	épaisseur de couche limite au lieu des injections sur le plancher sans injection	m
$\phi(x, z)$	densité de flux de chaleur pariétal . . .	W·m <sup>-2</sup>
$\phi_0(x_{\text{amont}}, z)$	densité de flux de chaleur pariétal moyenne en amont de l'injection . . .	W·m <sup>-2</sup>
$\phi_w(x, z)$	densité de flux de chaleur pariétal adimensionnelle = $\phi(x, z)/\phi_0(x_{\text{amont}}, z)$	
$\theta$	température statique adimensionnelle = $(T - T_e)/(T_j - T_e)$	
$\theta_w$	température pariétale adimensionnelle = $(T_w - T_{ge})/(T_{gj} - T_{ge})$	
$\rho$	masse volumique du fluide considéré	kg·m <sup>-3</sup>

### Indices

<i>aw</i>	relatif à la condition de paroi adiabatique en présence de jets
<i>e</i>	relatif à l'écoulement transversal
<i>g</i>	conditions génératrices
<i>j</i>	relatif aux jets
<i>r</i>	relatif à la condition de paroi adiabatique en l'absence d'injection
<i>w</i>	relatif à la paroi

## 1. INTRODUCTION

Cet article présente les résultats d'une étude expérimentale d'injection d'air en paroi au travers d'orifices débouchants dans un écoulement transversal. Ce type de configuration est utilisé en particulier dans les systèmes de refroidissement par film des aubes de turbine. Pour que les jets restent aussi près que possible de la paroi,

le taux d'injection reste faible. La contribution attendue de ce travail, outre le fait de considérer un écoulement transversal compressible, est d'apporter des éléments d'informations nouveaux sur l'interaction notamment concernant la sensibilité aux effets du nombre de Mach.

La description de l'interaction d'un jet unique avec un écoulement transverse a été présentée par plusieurs auteurs, notamment Lee [1] et Abramovich [2]. La structure des écoulements dans le cas du refroidissement peut être inspirée de l'étude présentée par Ramsey et Goldstein [3] sur un jet entrant dans un écoulement transversal incompressible et par Dizene [4] en régime compressible. Dès sa sortie, le fluide du jet ralentit l'écoulement transversal le long de la frontière amont et cause une augmentation de pression. En aval du jet, une zone d'écoulement de retour à basse pression se développe et crée un effort résultant sur le jet considéré comme un corps souple qui le courbe et tend à l'aligner avec l'écoulement transversal. Cette déformation de la section transversale est un caractère typique de l'interaction avec l'écoulement transversal. Autour de l'orifice d'injection, au voisinage de la paroi, se développe un tourbillon en fer à cheval comme dans le cas d'un obstacle solide. D'autre part, la vorticité de la couche limite du jet se réorganise sous l'action des gradients de vitesse pour donner naissance aux deux tourbillons contrarotatifs typiques des jets en écoulement transverse (*figure 1*). Dans le cas de faibles taux d'injection, et pour un jet isolé, Charbonnier [5] a montré que les

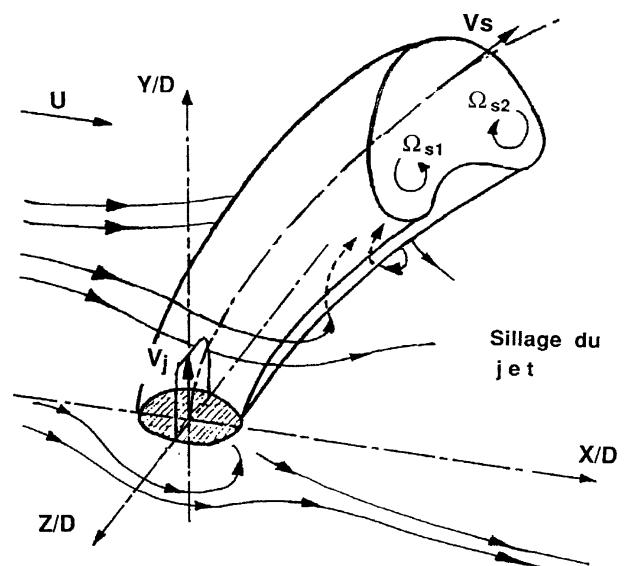


Figure 1. Schéma d'un jet en écoulement transversal.  
Figure 1. Schematic of the jet in crossflow.

structures tourbillonnaires au voisinage de la paroi autour de l'injection peuvent interagir avec les tourbillons contrarotatifs pour finalement résulter en un battement latéral du jet. Par opposition au cas d'une injection discrète, pour une injection bidimensionnelle à travers une fente, après recollement à la paroi, le fluide injecté constituera une couche protectrice vis à vis de l'écoulement extérieur à haute température.

La présente étude a été initiée afin de vérifier dans quelle mesure les résultats obtenus en régime incompressible, notamment l'efficacité de refroidissement en fonction de la configuration d'injection, sont transposables au régime compressible subsonique, cas réel de fonctionnement des aubes de turbine. Pour cela, la caractérisation expérimentale de la configuration d'injection étudiée en régime incompressible par Bousgarbiès et al. [6] a été conduite pour un écoulement transverse à nombre de Mach égal à 0,72 en conservant le taux d'injection  $R = 0,5$  identique. Bien que différentes configurations géométriques soient possibles pour la création du film de refroidissement, le système étudié a été choisi de manière à représenter la configuration la plus utilisée en pratique. Il s'agit d'une rangée de cinq jets placée perpendiculairement à la direction de l'écoulement amont. Les jets sont inclinés à  $45^\circ$  par rapport à la paroi et espacés en envergure de trois diamètres de jet ( $3D$ ) de centre à centre, comme le montre la *figure 2*. L'écoulement transversal sans injection est un écoulement bidimensionnel et compressible ( $M_e = 0,72$ ). La valeur du nombre de Mach est la valeur la plus stable obtenue dans la veine d'essai de la soufflerie transsonique. Des mesures du champ des vitesses réalisées par velocimétrie laser à effet Doppler et des mesures du champ de température réalisées à l'aide d'une sonde thermocouple seront présentées. Ces deux techniques de mesure, utilisées également dans l'étude incompressible [6], permettent d'obtenir les composantes instantanées ( $u, v$ ) de la vitesse et la température moyenne dans l'écoulement. Les cartes de température de la paroi d'injection mesurées par la technique de la thermographie infrarouge pour les deux régimes d'écoulement seront confrontées et discutées.

Cette première étude montre que le comportement en régime compressible diffère de celui obtenu par extrapolation des résultats en incompressible. Les conclusions tirées ont conduit à une deuxième étude expérimentale, consacrée uniquement au régime compressible, avec comme variable principale le rapport d'injection. Elle est présentée dans la seconde partie de l'article.

## 1.1. Revue bibliographique

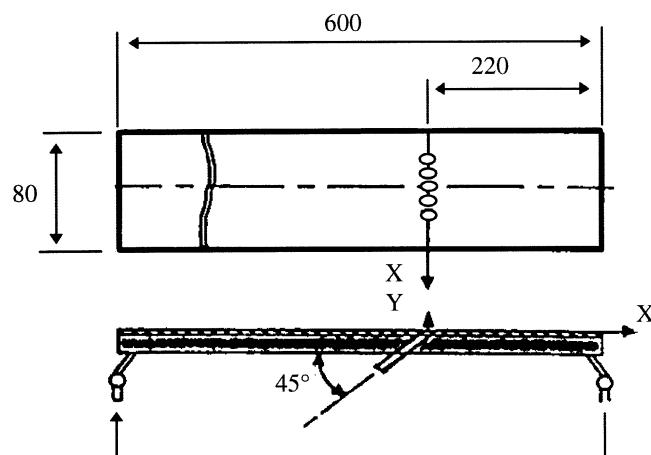
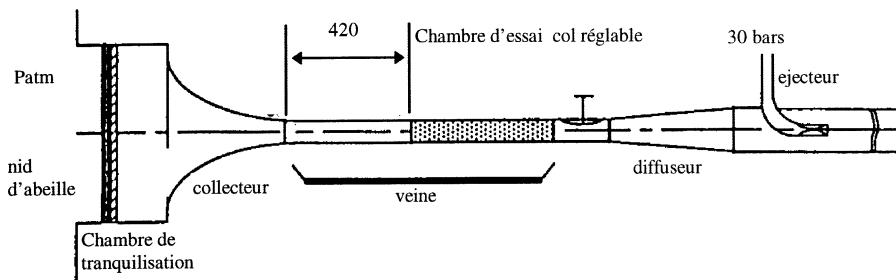
La description du champ d'écoulement en aval des injections a fait l'objet de nombreuses études expérimentales focalisées essentiellement sur la détermination de l'efficacité des transferts thermiques. Ce type d'interaction a été étudié par de nombreuses simulations numériques en partie compilées par Claus et Vanka [7] dans le but d'évaluer la performance des modèles de turbulences utilisés.

Dans le cas d'injections discrètes traitées ici, la présence de la région d'écoulement de retour à basse pression en aval immédiat des injections ainsi que les vitesses induites par les tourbillons contrarotatifs du jet contribuent à augmenter le mélange entre l'écoulement principal et les jets, voire à ramener du fluide de l'écoulement à haute température près de la paroi. Néanmoins pour des raisons de tenue mécanique, l'injection ne peut être réalisée qu'au travers d'orifices discrets dans les applications au refroidissement des aubes de turbines. Les paramètres de conception du système de refroidissement par film sont alors le diamètre et l'inclinaison des orifices, l'espacement entre les jets et le taux d'injection.

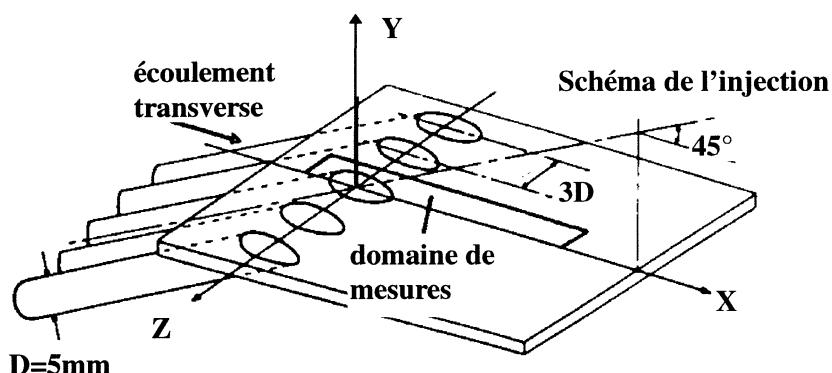
L'interaction du jet avec l'écoulement extérieur est fortement dépendante du taux d'injection  $R$ , défini comme le rapport des débits massiques par unité de surface pour le jet et l'écoulement extérieur. Ainsi, plusieurs études ont été menées dans le but de comprendre et de décrire le comportement général de ce type d'interaction, en considérant différents paramètres d'influence notamment le taux d'injection et l'angle d'inclinaison. Ramsey et Goldstein [3] ont étudié expérimentalement deux configurations sur le comportement d'un jet unique sortant respectivement perpendiculairement et obliquement à  $35^\circ$  par rapport à la surface d'injection dans un écoulement subsonique transversal. Les deux configurations sont testées pour des valeurs du rapport d'injection allant de 0,1 à 2. Ils constatent que la pénétration du jet est d'autant plus forte que  $R$  est élevé. Les résultats d'une étude similaire menée par Lopez Pena et al. [8] montrent les tourbillons contrarotatifs se développant de part et d'autre de la section transversale du jet ainsi que d'autres structures issues du tourbillon en fer à cheval qui décollent de la paroi quelques diamètres en aval de l'orifice d'injection.

Parmi les nombreuses études effectuées sur les configurations de jets de refroidissement, on citera les études expérimentales détaillées conduites par Liess [9, 10], Goldstein et Eckert [11, 12] et Kruse [13]. En particulier, Liess s'est penché sur l'influence de plusieurs paramètres comme les nombres de Reynolds et de Mach, le gra-

**Schéma de la soufflerie transsonique TRA 40X80**



**Plancher chauffant**



**Figure 2.** Schémas de la soufflerie et de la maquette munie des 5 injections obliques.

**Figure 2.** Schematic of the wind tunnel and model equipped with the 5 oblique jets.

dient de pression longitudinal et le rapport d'injection sur l'efficacité de refroidissement d'une paroi. Ses principaux résultats montrent la faible sensibilité des transferts thermiques pariétaux aux nombres de Mach et de Reynolds. Il conclut alors qu'il est possible d'utiliser des résultats obtenus à basse vitesse pour modéliser le refroidissement des aubes de turbines présentant localement des nombres de Mach jusqu'à 0,9. Il confirme également l'importance de la valeur du rapport d'injection (défini par le rapport des débits massiques) sur les transferts thermiques en paroi adiabatique et trouve que le maximum de l'efficacité de refroidissement dans la région proche de l'orifice est atteint pour une valeur de  $R$  proche de 0,5.

Le rapport d'injection est un paramètre aérodynamique important à cause de son influence sur l'interaction des deux écoulements. En citant Abramovich, Goldstein [11] a noté que de nombreux auteurs suggèrent l'utilisation du rapport des débits de quantité de mouvement  $R_2$  comme paramètre de corrélation de la trajectoire du jet. C'est aussi le cas de Le Grives [14] qui a utilisé la même définition pour étudier la dynamique du processus de pénétration de jets à fort taux d'injection. Jones et Forth [15] se sont intéressés à ce paramètre et ont préconisé quelques critères de choix dans l'utilisation de  $R$  ou de  $R_2$  pour la corrélation des données expérimentales. Ils se résument en deux points : la manière avec laquelle les jets pénètrent dans l'écoulement transverse et la façon dont l'écoulement extérieur est affecté par le film formé par les jets. La géométrie de la configuration utilisée doit être prise en compte également. Dans le cas d'une double rangée de jets, la corrélation est basée sur  $R_2$  alors que pour une seule rangée de jets dont le but est la formation d'un film autour des orifices et loin en aval, il est moins évident de définir le paramètre de corrélation. Les résultats des mesures effectuées sur des configurations de refroidissement par film sont le plus souvent corrélées avec le rapport des débits massiques  $R$ . Ce rapport a en effet une influence significative car il est proportionnel au flux d'enthalpie des jets [3] émis dans l'écoulement transversal. Dans la référence [16] citée par Ramsey et al., un modèle de calcul a été utilisé pour déterminer la distribution de la température à l'aval d'injections à faible taux en considérant le rapport des débits massiques. Le calcul diverge dès que la valeur de  $R$  devient élevée. D'après l'auteur, il pourrait s'agir d'une mauvaise modélisation du processus de pénétration qui dépend de  $R_2$  et non de  $R$  pour les injections fortes. L'utilisation en régime compressible de la définition du rapport des débits massiques  $R$  semble justifiée dans la mesure où l'étude présentée a été effectuée pour des valeurs faibles du taux d'injection ( $R = 0,50$ ) et parce que les fluides des deux écoulements

sont de même nature. Il est à noter que le choix du paramètre de corrélation peut aussi se poser en régime incompressible dans la mesure où les températures de l'écoulement extérieur et des jets sont différentes.

## 2. DISPOSITIF EXPERIMENTAL ET TECHNIQUES DE MESURES

### 2.1. Soufflerie et maquette

Les expériences en régime compressible ont été effectuées dans la soufflerie transsonique TRA40×80 du Laboratoire d'Etudes Aérodynamiques de l'Université de Poitiers. La veine d'essai de section rectangulaire (80 mm de largeur, 40 mm de hauteur et de longueur 600 mm) est placée à l'aval d'un convergent et se termine en aval par une section sonique. Le plancher de la veine constitue la paroi plane à travers laquelle ont été aménagés les orifices d'injection. L'écoulement est assuré par un éjecteur supersonique placé en aval du col sonique (figure 2). Les injections sont assurées par cinq tubes de sections droites circulaires de diamètre  $D = 5 \cdot 10^{-3}$  m. La longueur des tubes est ajustée de manière à obtenir par modulation de la perte de charge un rapport d'injection égal à 0,5. Le profil de vitesse en sortie de tube est un profil turbulent complètement développé. L'abscisse d'injection ( $X = 0$ ) est située à une distance de 380 mm de l'entrée de la veine d'essai. La couche limite en paroi à l'endroit de l'injection, mais dans le cas sans orifice, est turbulente développée et d'épaisseur égale à  $3D$  [4]. Le domaine de mesure s'étend à une distance longitudinale  $X/D = 20$  et une distance latérale  $Z/D = -1,5$ .

Les conditions thermiques sont inversées par rapport à celles rencontrées dans un film de refroidissement classique. En effet, dans les conditions réelles, la paroi de l'aube de turbine est plus chaude que l'air injecté et plus froide que la température génératrice de l'écoulement (température de sortie de la chambre de combustion). Pour des raisons de commodité, le problème thermique a été inversé en utilisant une température de paroi ( $T_w = 313$  K) plus faible que celle des jets ( $T_{gj} = 333$  K) mais plus élevée que la température de l'écoulement extérieur ( $T_{ge} = 286$  K). Ceci est sans effet notable sur les résultats car le nombre de Richardson définissant le rapport entre la force de poussée et la force d'inertie est faible. La partie inférieure du plancher de la veine est maintenue à une température constante égale à 333 K par une circulation d'eau chaude dont la température est régulée par un thermostat. La valeur et l'uniformité de la température sont contrôlées au moyen de sept thermocouples.

Deux d'entre eux situés aux extrémités de l'échangeur mesurent les températures de l'eau à l'entrée et à la sortie. Les autres thermocouples sont répartis le long de l'axe de symétrie ( $Z = 0$ ) et placés dans la paroi à une distance  $Y = 0,8$  mm. Dans ces conditions et lorsque le régime stationnaire est atteint, la température de surface supérieure du plancher (en l'absence d'injection) est d'environ 313 K. Pour la température génératrice de l'écoulement transversal de 286 K, on observera donc un flux de chaleur dirigé de la paroi vers l'écoulement que l'on notera comme positif. Dans l'hypothèse d'une efficacité optimale des jets dont la température génératrice est égale à 333 K, le flux de chaleur deviendrait négatif dans la mesure où les jets réchaufferaient la paroi.

## 2.2. Techniques de mesures

Les écoulements ont été étudiés par des mesures de vitesse et de température. Les mesures de température de paroi sont effectuées par la technique de la thermographie infrarouge. Les mesures de température locale dans l'écoulement en pleine veine sont réalisées avec une sonde thermocouple dont le facteur de récupération a été étalonné et trouvé indépendant du nombre de Mach et égal à 0,88. Une carte multiplexeur-amplificatrice associée à une carte d'acquisition reçoit les tensions délivrées par les thermocouples. Le voltage mesuré permet de déterminer l'écart de température entre le thermocouple et une température de référence donnée par une sonde thermojonction qui représente une température moyenne au niveau des connections des thermocouples sur la carte multiplexeur amplificatrice.

Les quantités moyennes et fluctuantes des composantes longitudinale et verticale de la vitesse de l'écoulement compressible avec jets ont été mesurées à l'aide d'un banc vélocimétrie laser Doppler à une composante développé au Laboratoire [17]. Les mêmes quantités du champ de vitesse de l'écoulement incompressible ont été mesurées à l'aide d'un banc à deux composantes [6]. La vitesse relativement élevée des écoulements dans le cas compressible a incité à travailler en diffusion avant. Le déplacement des optiques émettrice et réceptrice est commandé par un moteur pas à pas avec une résolution de 0,1 mm. Les composantes  $u$  et  $v$  sont mesurées consécutivement en faisant tourner l'ensemble des optiques pour changer la direction de mesure. La procédure d'ensemencement adoptée consiste à injecter dans l'écoulement principal et celui des jets un brouillard formé de particules d'huile végétale dont la taille a été estimée à 1  $\mu\text{m}$ . Le signal analogique délivré par le photomultiplicateur est converti par un compteur et processeur TSI dont la

TABLEAU I / TABLE I  
Caractéristiques aérodynamiques des écoulements.  
Aerodynamic characteristics of the flow fields.

Mach $M_e$	$u_e$ $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	$R$ $\rho_j u_j / \rho_e u_e$	$R_2$ $\rho_j u_j^2 / \rho_e u_e^2$	Reynolds $Re_D \cdot 10^{-5}$	$\delta/D$ à $X = 0$
0,72	250	0,50	0,30	0,79	3
0,10	32	0,60	0,36	0,50	3

sortie numérique est lue par une carte d'acquisition. Le mode de fonctionnement retenu permet de ne prendre qu'une seule fois la valeur de la vitesse d'une particule passant au travers du volume de mesure.

La connaissance de la vitesse moyenne locale (on néglige la contribution de composante  $w$  au module de la vitesse) et de la température donnée par le thermocouple permet de déterminer la température totale locale et le nombre de Mach local à partir des relations isentropiques.

Les caractéristiques aérodynamiques des écoulements en présence sont résumées dans le *tableau I*.

Les mesures de température de paroi ont été effectuées par la technique de la thermographie infrarouge. La caméra utilisée est une caméra AGEMA de type thermovision SWB 880. Elle comporte un système d'analyse spatial par un double balayage  $X-Z$  et une interface vidéo. Elle est placée à une distance minimale de focalisation lui permettant d'avoir la meilleure résolution spatiale possible. La technique repose sur un calibrage précis qui nécessite une évaluation correcte du coefficient d'émissivité de la paroi (0,8 dans notre cas). Les cartes de température sont constituées de quatre images prises successivement le long de l'axe  $X$  sous un format de  $250 \times 250$  pixels pour couvrir une large surface qui s'étend jusqu'à  $40D$ . La densité de flux en surface est déduite de l'application de la méthode numérique développée par Dorignac [18] basée sur un modèle de conduction stationnaire dans la paroi avec prise en compte de la température inférieure du plancher maintenue constante à 333 K et de la température supérieure fournie par la caméra infrarouge comme conditions aux limites. Avec les conditions opératoires, lorsque le régime stationnaire est atteint, la température de surface supérieure du plancher (en l'absence d'injection) est d'environ 313 K. Pour la température génératrice de l'écoulement transversal de 293 K, on observera donc un flux de chaleur dirigé de la paroi vers l'écoulement que l'on notera comme positif. Dans l'hypothèse d'une efficacité optimale des jets dont la température génératrice est égale à 333 K, le flux de chaleur deviendrait négatif dans la mesure où les jets réchaufferaient la paroi (conditions thermiques inversées).

L'incertitude sur le taux d'injection est estimée à 0,03 d'après [4] et les incertitudes sur le flux de chaleur pariétal est estimées à 10 % [18].

### 3. RESULTATS ET DISCUSSIONS

Les écoulements ont été étudiés d'abord qualitativement à l'aide de nombreuses visualisations stroboscopiques et pariétales [19] qui ont permis de compléter les explications apportées aux différents phénomènes observés. Les caractéristiques aérothermiques des écoulements compressible et incompressible avec jets sont présentées sur les profils superposés des composantes réduites longitudinale et verticale de la vitesse moyenne et fluctuante et de la température moyenne réduite. On présente ensuite une comparaison des températures et des densités de flux de chaleur réduites, mesurées en surface de la paroi pour les nombres de Mach 0,1 et 0,72. Les mesures et l'analyse sont conduites sur et autour du jet central que l'on suppose indépendant des effets de bords.

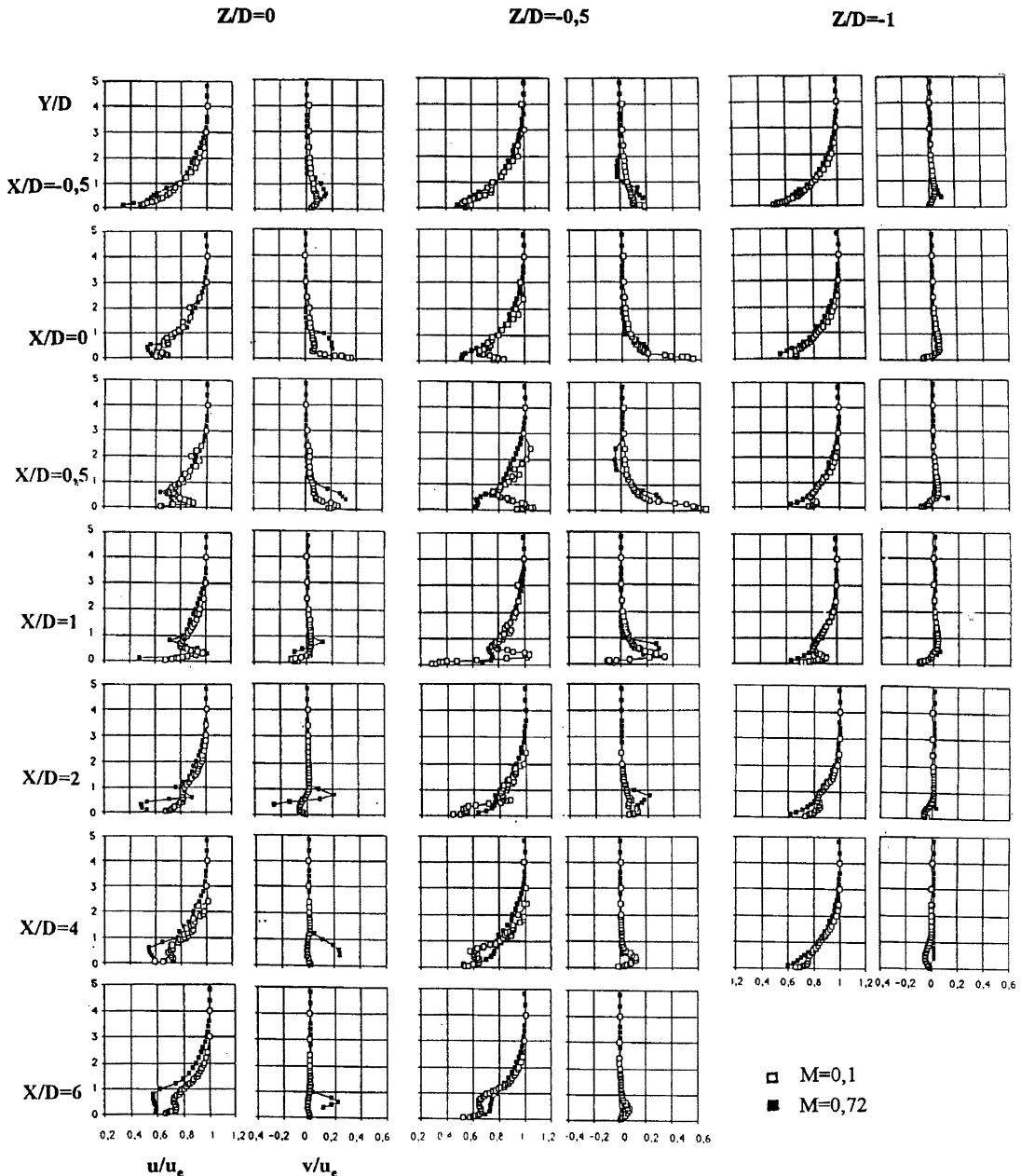
#### 3.1. Effets du nombre de Mach sur les écoulements en interaction

Les profils des composantes longitudinale et verticale réduites de la vitesse moyenne sont présentés sur la *figure 3* pour sept positions suivant l'abscisse  $X$  située entre  $-0,5D$  et  $6D$  et sur trois positions latérales suivant la direction  $Z$  ( $Z/D = 0, -0,5$  et  $-1$ ). Les profils de vitesse longitudinale et verticale sont placés côté à côté. L'observation des vitesses verticales ( $v$ ) sur l'axe  $Z/D = 0$  montre que la pénétration des jets, représentée par la position des valeurs maximales de  $v$ , est plus importante pour  $M_e = 0,72$  qu'elle ne l'est pour  $M_e = 0,1$ . La composante de vitesse verticale est supérieure en compressible jusqu'à la hauteur  $Y/D = 1$  et reste non nulle à  $X/D = 6$  contrairement au cas incompressible. Ceci montre que le jet en transsonique garde encore un caractère individuel et pénètre plus dans l'écoulement transversal que le jet en régime incompressible. La superposition des vitesses axiales ( $u$ ) donne une allure remarquablement identique jusqu'à  $X/D = 1$ . Le développement de la couche limite semble reprendre sur la paroi sous le jet, caractérisé dans les deux cas par une sur-vitesse locale. Dès la position  $X/D = 2$ , il y a changement de forme : l'influence du sillage du jet, marqué par une diminution de la vitesse, est moins visible à  $M_e = 0,1$  qu'elle ne l'est à  $M_e = 0,72$ . A partir de la position axiale  $X/D = 2$  apparaît une région à vitesse presque constante

qui s'élève de la paroi jusqu'à  $Y/D = 0,9$  et reste présente à  $X/D = 6$ . Cette région se situe au dessus de la zone de re-circulation localisée sur les visualisations pariétales [19]. Il est probable que la région d'écoulement inversé caractérisée par une vitesse longitudinale négative soit située trop près de la paroi pour être capturée par les mesures. Le même phénomène est observé en régime incompressible dans la zone située entre  $X/D = 4$  et  $X/D = 6$  en aval et  $Z/D = -0,5$  latéralement, mais le déficit en vitesse est moins marqué qu'en compressible. Latéralement sur la ligne  $Z/D = -0,5$  correspondant au bord latéral de l'orifice d'injection central, la perturbation du jet est visible près de la paroi. La composante de vitesse longitudinale ( $u$ ) présente des différences notables d'un cas à l'autre : près de la paroi elle est importante en incompressible et dépasse même la vitesse de l'écoulement transverse ( $u_e$ ) à  $X/D = 0,5$  et 1 alors qu'elle est de l'ordre de  $0,8 u_e$  pour le cas compressible. Sur la ligne  $Z/D = 1$  (à mi distance environ entre deux jets), l'influence du jet est encore identifiable près de la paroi uniquement en incompressible.

Les comparaisons des composantes réduites des fluctuations de vitesse  $u'$  et  $v'$  sont présentées sur la *figure 4*. Elles confirment que les fluctuations des vitesses sont intenses là où les gradients des vitesses moyennes sont les plus grands, c'est à dire dans les régions frontières pour les deux régimes. L'intensité maximale des fluctuations de vitesse mesurée est de 26 % et 18 % de la vitesse de l'écoulement transverse ( $u_e$ ) respectivement à  $M_e = 0,72$  et  $0,1$ . Les régions de turbulence élevées correspondent à la zone d'aspiration et de proche sillage du jet, discutée plus haut sur la *figure 3*, pour les deux régimes. Au dessus de cette zone, ces intensités s'affaiblissent et sont de l'ordre de 6 % dans les deux cas. Près de la paroi et à l'extérieur de la zone perturbée par les jets ( $Z/D = 1$ ), la valeur de  $v'$  est proche de zéro à  $M_e = 0,72$  alors qu'à  $M_e = 0,1$  elle varie entre 3 et 6 %. Il est possible qu'un effet de seuillage dû aux très faibles valeurs de vitesses à mesurer soit la cause des fluctuations de vitesse quasi-nulles au-dessus des jets en régime compressible.

Les profils de température réduite  $\theta$  sont présentés sur la *figure 5*. Les résultats sont obtenus à partir des mesures réalisées aux mêmes positions que les mesures de la vitesse. Pour les deux régimes d'écoulements, sur la ligne  $Z/D = 0$ , les températures mesurées de la paroi vers l'écoulement non perturbé (aux positions  $X/D = -0,5, 0$  et  $+0,5$ ) sont pratiquement confondues jusqu'à  $Y/D = 0,5$ . Au dessus de cette position, on note une différence dans la variation de la température sur cette paroi chauffée qui indique que la couche limite thermique est plus épaisse en régime compressible qu'en régime in-

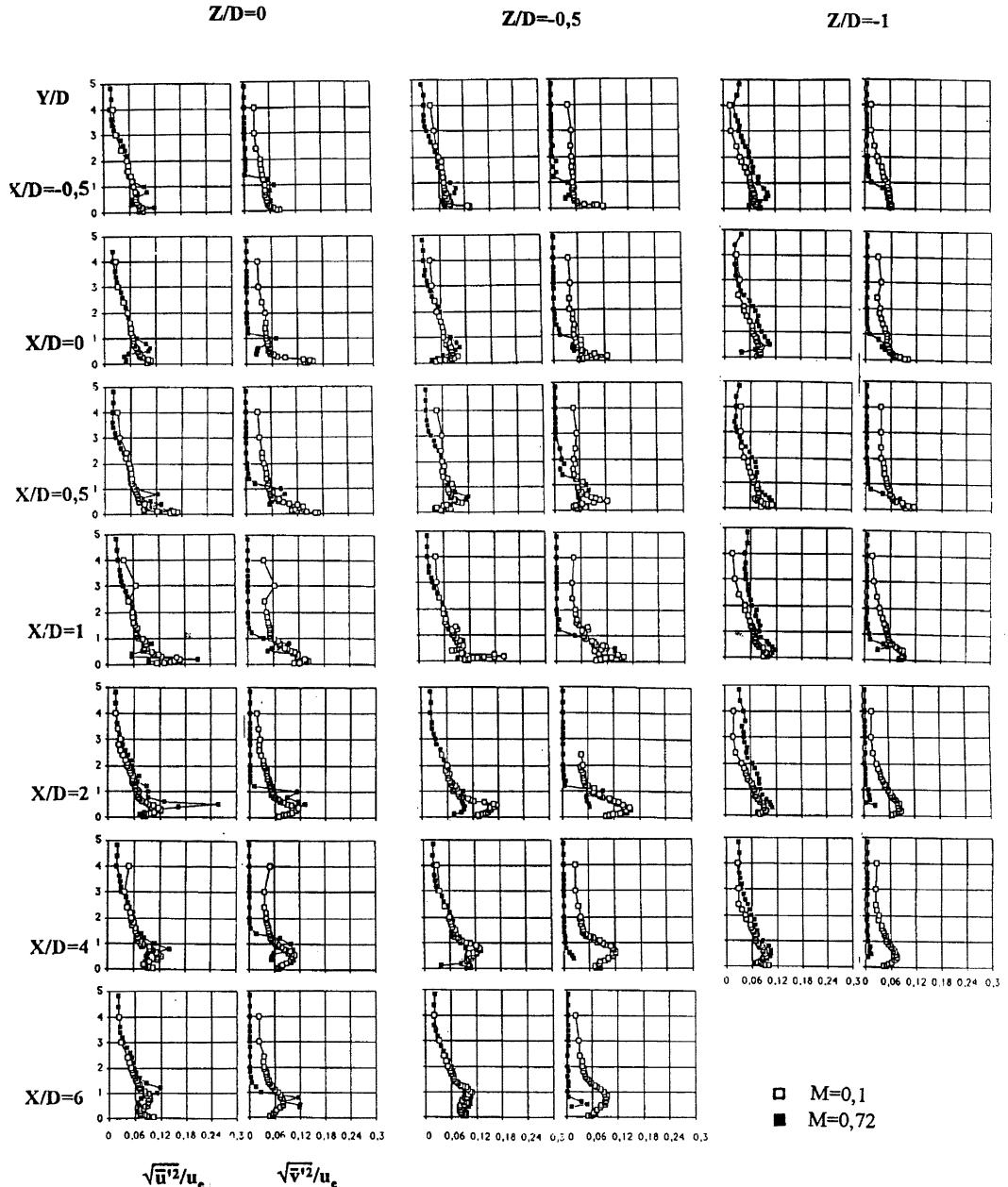


**Figure 3.** Profils de vitesses moyennes. Comparaison avec le cas incompressible ( $M = 0,1$ ;  $T_w = 313\text{ K}$ ;  $T_{gi} = 333\text{ K}$ ).

**Figure 3.** Mean velocity profiles. Comparison with the incompressible case ( $M = 0,1$ ;  $T_w = 313\text{ K}$ ;  $T_{gi} = 333\text{ K}$ ).

compressible. Ceci est confirmé par l'analyse des profils en  $Z/D = -1,5$  qui sont faiblement affectés par la présence des jets au voisinage de l'injection. A l'image des différences relevées pour les vitesses axiales, les températures mesurées dans la région d'interaction pour les

deux régimes d'écoulement présentent des évolutions différentes à partir de la position  $X/D = 1$ . On note en particulier un maximum de température localisé légèrement plus haut dans le cas compressible mais avec une différence notable sur la forme du profil de température au

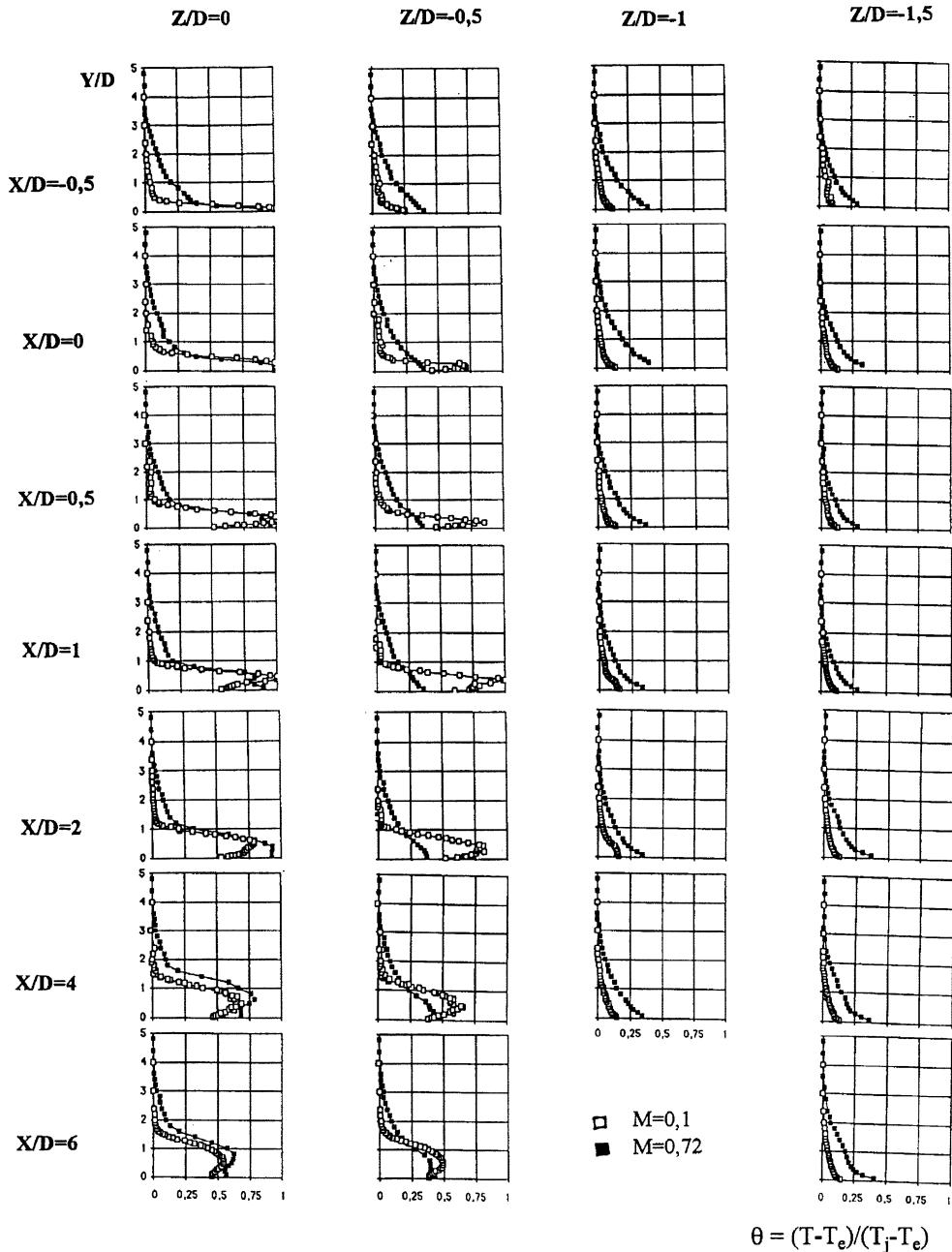


**Figure 4.** Profils d'intensité turbulente. Comparaison avec le cas incompressible ( $M = 0,1$ ;  $T_w = 313\text{ K}$ ;  $T_{gj} = 333\text{ K}$ ).

**Figure 4.** Turbulent intensity profiles. Comparison with the incompressible case ( $M = 0,1$ ;  $T_w = 313\text{ K}$ ;  $T_{gj} = 333\text{ K}$ ).

voisinage de la paroi notamment pour  $X/D = 2$  et  $4$ . En effet, la pente locale du profil au voisinage de la paroi laisse supposer un flux convectif positif pour  $M = 0,1$  et un flux nul pour le cas  $M_e = 0,72$ . Hors de l'axe de symétrie, les observations faites précédemment sur les

profils de vitesse sont confirmées. En particulier sur la ligne  $Z/D = -0,5$  l'influence du jet n'apparaît clairement dans le cas  $M_e = 0,72$  qu'à partir de  $X/D = 1$  alors qu'elle est déjà présente en  $X/D = 0$  pour  $M = 0,1$ . Concernant la pente du profil de température en proche



**Figure 5.** Profils de température statique réduite. Comparaison avec le cas incompressible ( $M = 0,1$ ;  $T_w = 313$  K;  $T_{gj} = 333$  K).

**Figure 5.** Reduced static temperature profiles. Comparison with the incompressible case ( $M = 0.1$ ;  $T_w = 313$  K;  $T_{gj} = 333$  K).

paroi, la remarque faite pour l'axe  $Z/D = 0$  est valable à partir de  $X/D = 2$ .

En conclusion, l'analyse comparative des profils de vitesse et de température dans les deux régimes d'écoule-

ment montre qu'à rapport d'injection  $R$  et configuration géométrique fixés, l'interaction entre les deux flux reste fort semblable. On note cependant que la pénétration des jets dans l'écoulement transverse pour  $M_e = 0,72$  est lé-

gèrement supérieure à celle observée pour  $M_e = 0,1$ . En conséquence, la diffusion latérale et donc la tendance à la coalescence des jets est plus faible en régime compressible. Vis à vis de l'application pratique, la mesure la plus significative reste la cartographie des flux thermiques pariétaux qui permet in fine de valider l'extrapolation des mesures effectuées en régime incompressible au cas de refroidissement des aubes de turbines.

### 3.2. Effets du nombre de Mach sur les échanges thermiques en paroi

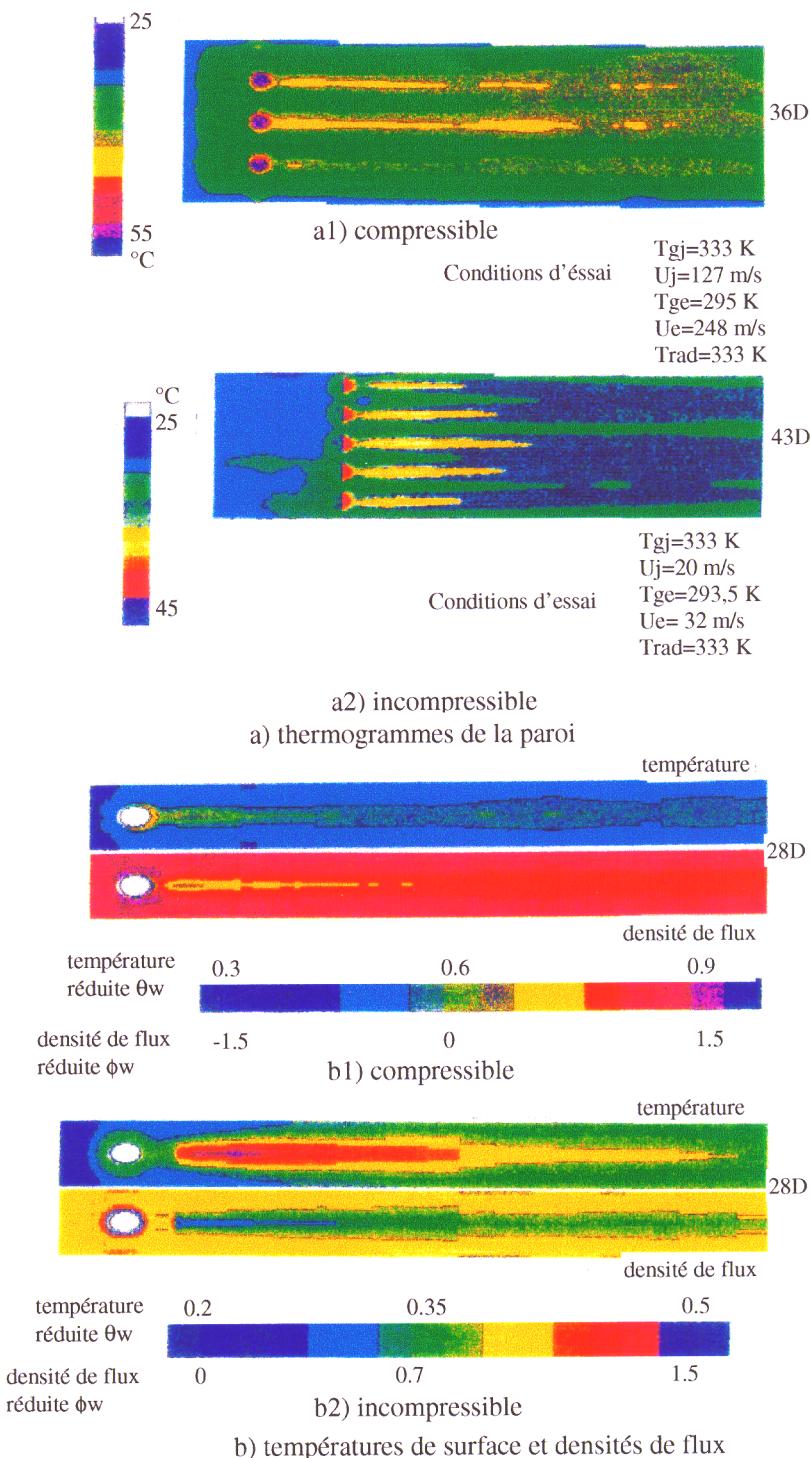
La comparaison des températures et des densités de flux mesurées à la surface de la paroi pour les deux régimes d'écoulement ( $M_e = 0,1$  et  $0,72$ ) permet de compléter la description des différences et similitudes observées dans les deux cas et de comparer leur efficacité de refroidissement. Les résultats de ces mesures sont présentés sur la figure 6 sous forme d'iso-valeur de température et flux normalisés. Les températures mesurées en paroi sont données en degré Celcius sur la figure 6a. La coalescence des jets discutée sur la figure 5 et visible sur la figure 6a comme une couche où la température est constante, semble apparaître plus tôt en incompressible qu'en compressible. En effet, ce phénomène apparaît pour  $X/D$  valant entre  $27$  et  $30D$  à  $M_e = 0,72$ , tandis qu'à  $M_e = 0,1$  il apparaît vers  $X/D = 20$ . Grâce à la périodicité de l'interaction, les valeurs non-dimensionnées de température de paroi  $\theta_w$  et de densité du flux de chaleur pariétal  $\phi_w$  présentées sur la figure 6b sont relevées uniquement pour le jet central. L'échelle géométrique est la même pour les deux écoulements. On peut distinguer, dans les deux cas, deux zones d'évolution de ces deux grandeurs : une zone entourant l'orifice d'injection liée à la présence du tourbillon en fer à cheval et une zone longitudinale sous le jet se prolongeant à l'aval de l'orifice. L'analyse des profils de température dans l'écoulement a montré que l'interaction dans les deux zones est significativement différente d'un régime à l'autre. La diffusion thermique latérale plus marquée à  $M_e = 0,1$  est confirmée par les mesures pariétales et prend naissance à partir de l'orifice où on observe une couronne relativement large ( $0,8D$  environ) à température constante et plus élevée qu'en amont du jet. Cet effet est nettement moins marqué pour  $M_e = 0,72$ . Ces différences peuvent s'expliquer par l'évolution différente dans les deux régimes du tourbillon en fer à cheval qui entoure l'orifice. Plus évasé à  $M_e = 0,1$ , ses branches se pincent à  $M_e = 0,72$  juste en arrière de l'orifice et la température augmente juste derrière le bord aval de l'orifice (jusqu'à environ  $\theta_w = 0,6$ ). Pour le cas incompressible, l'augmentation de

température apparaît sur une zone plus large et longue en aval de l'orifice et atteint environ  $\theta_w = 0,48$ . Les densités de flux de chaleur à la paroi pour le jet central sont présentées sous les distributions de température en figure 6b. Les différences entre les deux régimes sont à l'image de celles des températures. Dans la région en aval de l'injection, la densité de flux de chaleur adimensionnée par la valeur en amont de l'injection diminue dans les deux cas. Ceci est en accord avec l'observation faite que la température de paroi augmente dans cette région par rapport au cas sans jet et donc le flux de chaleur dirigé de la paroi vers l'écoulement est réduit. La comparaison des densité de flux normalisées pour les deux régimes d'écoulement confirme l'impact moins important du jet dans le cas compressible avec une très faible étendue derrière le jet significativement affectée par la présence du jet. Goldstein et al. [20] ont mené une étude sur les caractéristiques du transfert de masse sur une surface plane, en simulant le jet à l'aide d'un cylindre à hauteur variable. Cette hauteur influence la distribution du transfert massique dans la région en aval du cylindre. Plus celui-ci est court et plus le flux de transfert de masse est élevé. Bien que l'effet d'entraînement dû au jet ne soit pas présent dans les expériences de Goldstein et al, en effectuant l'analogie entre transfert de masse et transfert thermique, les différences de flux de chaleur pariétaux observés dans cette étude en aval des jets entre les cas compressible et incompressible pourraient s'expliquer par la pénétration dans l'écoulement transverse plus importante du jet en régime compressible.

## 4. CONCLUSION

La comparaison des interactions résultant d'injection pariétales discrètes par une rangée de jets dans des écoulements évoluant à des nombres de Mach différents :  $M_e = 0,1$  pour le cas incompressible et  $M_e = 0,72$  pour le cas compressible, montre des différences résumées par les points suivants :

- une pénétration plus forte des jets dans l'écoulement à  $M_e = 0,72$  associée à une faible interaction entre les jets,
- une diffusion latérale du fluide provenant des jets moins marquée près de la paroi dans le cas compressible,
- des niveaux de turbulence sur l'axe central et sous le jet (zone de re-circulation) du même ordre de grandeur pour les deux régimes,
- des niveaux de turbulence moins élevés en compressible sur les axes latéraux  $-1 < Z/D < -0,5$ ,



**Figure 6.** Transferts de chaleur en paroi. Comparaison avec le cas incompressible ( $M = 0,1$ ;  $T_w = 313 \text{ K}$ ;  $T_{gj} = 333 \text{ K}$ ).

**Figure 6.** Wall heat transfer. Comparison with the incompressible case ( $M = 0,1$ ;  $T_w = 313 \text{ K}$ ;  $T_{gj} = 333 \text{ K}$ ).

- une modification du transfert de chaleur par le jet moins marquée et étendue en compressible qu'en incompressible notamment dans le sillage des jets.

En conclusion de cette étude, il semble donc que le choix du rapport des débits massiques comme paramètre permettant de transposer les résultats obtenus en incompressible au cas compressible réel ne soit pas entièrement justifié même pour des taux d'injection de l'ordre de 0,5. En effet, les caractéristiques générales de l'interaction dans les deux régimes sont proches pour le même rapport des débits massiques, cependant l'effet de refroidissement induit par les jets, qui est l'objectif de ce type de configuration, est différent dans les deux régimes d'écoulement. Dans le cas considéré ici, le rapport des débits massiques est légèrement plus grand dans le cas incompressible (0,6 au lieu de 0,5) et de même pour le rapport des débits de quantité de mouvement (0,36 en incompressible pour 0,3 en compressible), cependant la pénétration du jet dans le cas compressible est plus importante que dans le cas incompressible. Le rapport des débits de quantité de mouvement n'apparaît donc pas comme un meilleur paramètre d'extrapolation de l'incompressible vers le compressible que le rapport des débits massiques. Il semble donc que les études menées en régime incompressible permettent de bien cerner les configurations d'injection potentiellement intéressantes mais qu'une vérification des caractéristiques de refroidissement obtenues en compressible soit nécessaire. Ceci fait l'objet de la seconde partie de cette étude dans laquelle la variation de l'efficacité de refroidissement est étudiée pour des taux d'injection de 0,24, 0,37 et de 0,5, ce dernier correspondant à l'étude qui vient d'être décrite dans cette première partie.

### Remerciements

Le travail présenté ici a été réalisé avec le soutien financier de la DRET (DGA). Nos vifs remerciements vont à Monsieur Henry Garem pour sa contribution à la mise au point et à la conduite des expériences. Les auteurs tiennent également à remercier le Professeur David Zeitoun de l'IUSTI de Marseille pour ses conseils lors de la rédaction de cet article.

### RÉFÉRENCES

[1] Lee C.C., A review of research on the interaction of a jet with an external stream, Brown Engineering Co., Inc., Huntsville, Al. Research Labs., Rep. No. TN-R-184, 1966.

[2] Abramovich G.N., The Theory of Turbulent Jets, MIT Press, Cambridge, MA, 1963.

[3] Ramsey J.W., Goldstein R.J., Interaction of a heated jet with a deflecting stream, ASME J. Heat Tran. 93 (1971).

[4] Dizene R., Etude expérimentale d'interaction de jets avec un écoulement transversal compressible. Première partie : jet unique perpendiculaire, Thèse, CEAT, Université de Poitiers, 1993.

[5] Charbonnier J.M., Etude expérimentale et numérique d'une interaction d'un jet droit avec un écoulement transversal subsonique, Thèse, CEAT, Université de Poitiers, 1992.

[6] Bousgarbies J.L., Foucault E., Vuillerme J.J., Dorignac E., Etude de l'interaction jets/écoulement en paroi plane. Refroidissement des aubes de turbines par jets, Rapport contrat DRET 89273, CEAT-LEA, Poitiers, 1991.

[7] Claus R.W., Vanka S.P., Multigrid calculations of a jet in cross flow, AIAA Paper 90-0444, in: 28th Aerospace Sciences Meeting, Reno, NV, 1990.

[8] Lopez Pena F., Arts T., On the développement of film cooling layer. Heat transfer and cooling in gas turbine, in: AGARD Conference Proceedings 1993, p. 527.

[9] Ließ C., Experimental investigation of film cooling with injection from a row of holes for application to gas turbine blades, ASME J. Engrg. Power 97 (1975) 21-27.

[10] Ließ C., Film cooling with ejection from a row of inclined circular holes. An experimental study for application to gas turbine blades, Technical Note 97, Von Karman Institute, 1973.

[11] Goldstein R.J., Eckert E.R.G., Ramsey J.W., Film cooling with injection through holes: adiabatic wall temperatures downstream of a circular hole, ASME J. Engrg. Power A 90 (4) (1988) 384-395.

[12] Goldstein R.J., Eckert E.R.G., Ramsey J.W., Film cooling. Injection through a circular hole, NASA CR-54604, 1968.

[13] Kruse H., Effects of the hole geometry, wall curvature and pressure gradient on film cooling downstream of a single row, in: AGARD Conferences Proceedings 1985, p. 390.

[14] Le Grives E., Champ aérodynamique induit par un jet pénétrant dans un écoulement transversal en régime subsonique, J. Mécanique 17 (1) (1978) 23-52.

[15] Jones T.V., Forth C.J.P., Convective heat transfer and cooling in turbomachinery, Von Karman Institute, Lecture Series 1986-06, 1986.

[16] Ramsey J.W., The interaction of heated air jet with a deflecting flow, Thesis, University of Minnesota, 1969.

[17] Ardonceau P., Application de l'anémométrie laser à l'aérodynamique supersonique, Thèse, CEAT, Université de Poitiers, 1974.

[18] Dorignac E., Contribution à l'étude de la convection forcée sur une plaque en présence de jets pariétaux dans un écoulement subsonique, Thèse, Université de Poitiers, 1990.

[19] Dizene R., Etude expérimentale d'interaction de jets avec un écoulement transversal compressible. Deuxième partie: Rangée de jets obliques, Thèse, CEAT, Université de Poitiers, 1993.

[20] Goldstein R.J., Chyu M.K., Hain R.C., Measurement of local mass transfer on a surface in the region of the base of a protruding cylinder with a computer-controlled data acquisition system, Int. J. Heat Mass Tran. 28 (5) (1985) 977-985.

### Abridged English version

#### Experimental study of inclined jets cross flow interaction in compressible regime.

##### I. Effect of compressibility in subsonic regime on velocity and temperature fields

The research presented in this paper is the first part of a general experimental characterisation of the flow associated with a row of jets entering in a compressible cross flow. Such a configuration can be found in a number of engineering applications, including aerospace propulsion systems and aircraft engines. Film cooling continues to be widely used to prevent overheating of gas turbine blade surfaces exposed to high temperature gas streams.

This first part of the present study reported here was initiated in order to obtain information on compressibility effects on jets/cross flow interaction, by comparing measurements of velocity, temperature and wall heat flux densities with an incompressible case. The same geometry of holes inclined at  $45^\circ$  to the mainstream with 3 diameters centre to centre spacing between the holes was used. The cross flow Mach numbers are equal to  $M_e = 0.72$  in this study and to  $M_e = 0.1$  for incompressible flow case to which these results are compared to. The wall temperature distributions are determined by the infrared camera technique.

The compressibility effects identified in this study may be summarised as follows:

- a higher jet penetration in the compressible regime associated with lower interaction between the jets,
- a lower lateral diffusion of the jet fluid close to the wall compared to the incompressible case,
- similar turbulence levels on the symmetry axis and below the jet for both regimes,

- lower turbulence intensity levels on lateral axis  $-1 < Z/D < -0.5$  in the compressible regime,
- a weaker modification of the heat transfer pattern due to the jet in the compressible case, particularly in the jet wake.

As a conclusion to this study, it appears that the injection rate based on the mass flux ratio does not straightforwardly allow to transpose the results obtained in the incompressible regime to the actual compressible regime of the real application even for low injection rate (0.5). The flow field interaction characteristics are very similar in both regimes for a given mass flux ratio and geometry. However, the detail of the wall cooling effect due to the jets is different for the two regimes. From the results of this study where both the mass and the momentum flux ratios are slightly lower in the compressible flow regime compared to the incompressible case, it appears that the jet penetration is higher in the compressible case indicating that the momentum flux ratio is not a better candidate for extrapolation. It therefore can be concluded that the studies carried out in the incompressible regime can only be used to identify potential interesting configurations and should be validated as far as their efficiency is concerned by experiments in the compressible regime. This is the objective of the second part of this paper where the effect, on the cooling efficiency, of the injection rate varied from 0.24 to 0.5 is presented in the compressible regime.