



HAL
open science

Etude du refroidissement par impact de jets à travers une paroi mince et avec un écoulement cisailant amont : application aux aubes de turbines

Daniel Thibault

► **To cite this version:**

Daniel Thibault. Etude du refroidissement par impact de jets à travers une paroi mince et avec un écoulement cisailant amont : application aux aubes de turbines. Sciences de l'ingénieur [physics]. ISAE-ENSMA Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique - Poitiers, 2009. Français. NNT : . tel-00468258

HAL Id: tel-00468258

<https://theses.hal.science/tel-00468258>

Submitted on 30 Mar 2010

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

THÈSE

Pour l'obtention du grade de

DOCTEUR DE L'ÉCOLE NATIONALE SUPÉRIEURE DE MÉCANIQUE ET D'AÉROTECHNIQUE DE POITIERS

(Diplôme National - Arrêté du 7 août 2006)

École doctorale: Sciences pour l'Ingénieur et Aéronautique

Secteur de recherche : Mécanique des milieux fluides et Énergie, Thermique, Combustion

Présentée par

Daniel THIBAUT

ÉTUDE DU REFROIDISSEMENT PAR IMPACT DE JETS À TRAVERS UNE PAROI MINCE ET AVEC UN ÉCOULEMENT CISAILLANT AMONT : APPLICATION AUX AUBES DE TURBINES

Directeur de thèse : **Éva DORIGNAC**

Soutenue le 4 Décembre 2009
Devant la Commission d'Examen

JURY

M. J.-B. SAULNIER	Professeur à l'ENSMA à Poitiers	Examineur
M. T. ARTS	Professeur à l'Institut von Karman à Bruxelles	Rapporteur
M. F. LEBŒUF	Professeur à l'École centrale de Lyon	Rapporteur
M. L. DESCAMPS	Ingénieur SNECMA Moteurs à Villaroche	Examineur
Mme. E. DORIGNAC	Maître de Conférences à l'IUT de Poitiers	Examineur
M. M. FÉNOT	Maître de Conférences à l'ENSMA à Poitiers	Examineur

Remerciements

Je tiens à remercier le Laboratoire d'Études Thermiques de l'École Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique, et notamment Mr Daniel PETIT et Mr Denis LEMONNIER, les directeurs de ce laboratoire qui m'ont accueilli et m'ont offert la possibilité d'effectuer cette thèse dans les meilleures conditions. Je remercie évidemment Mme Éva DORIGNAC, ma directrice de thèse, ainsi que Mr Matthieu FÉNOT et Mr Gildas LALIZEL pour m'avoir encadré pendant ces trois années et pour leur patience, leur disponibilité, leurs encouragements et surtout leur confiance. Merci à Mr Christophe SCHOLTÈS et Mr Laurent DESCAMPS, ingénieurs à la SNECMA à Villaroche qui, durant ces trois années, ont fait preuve de beaucoup de compréhension et de confiance également pour mener à bien cette étude. Je n'oublie pas Mr Jean-Jacques VULLIERME qui était présent à l'initiation de ce projet et qui a fait énormément pour sa réalisation.

Les membres de l'équipe technique au grand complet méritent également toute ma reconnaissance pour m'avoir soutenu dans ce projet avec une bonne humeur et un enthousiasme constant. Beaucoup des enseignements que j'ai reçus pendant ces trois années sont dus à leur capacité à partager leur savoir-faire. Je voudrais remercier également Mme Catherine LAVALLADE, secrétaire du laboratoire, pour son efficacité unanimement reconnue et sa bonne humeur également constante. Toutes ces personnes ont permis le bon déroulement de ma thèse quel que soit leur degré d'investissement.

Je tiens à remercier également les nombreux chercheurs et enseignants-chercheurs avec qui j'ai pu échanger énormément, et ce en toute simplicité. Ces remerciements s'adressent aussi aux doctorants du laboratoire qui ont fortement contribué à la très bonne ambiance qui a régné sur ces trois années. J'espère vous laisser à tous un souvenir aussi agréable que celui que vous me laissez.

Enfin, je pense à Céline, mon soutien au quotidien qui a vécu (supporté?) cette thèse à travers moi et qui a été mon moteur dans les moments les plus durs.

Table des matières

Table des figures	vii
Liste des tableaux	xiii
Liste des symboles	xv
Introduction générale	1
Contexte industriel et problématique	1
Techniques de refroidissement	4
Contexte de l'étude	7
Organisation du mémoire	7
I Étude bibliographique	9
1 Jet unique en impact	9
1.1 Structure du jet libre	9
1.2 Structure du jet en impact	11
1.3 Transferts de chaleur	12
1.3.1 Distance d'impact	13
1.3.2 Géométrie de l'injection	13
1.3.3 Confinement	14
1.3.4 Angle d'incidence	15
1.3.5 Autres paramètres	16
2 Courbure de la plaque d'impact	16
2.1 Surface d'impact convexe	16
2.1.1 Aspects aérodynamiques	16
2.1.2 Transferts de chaleur	17
2.2 Surface d'impact concave	20

2.2.1	Aspects aérodynamiques	21
2.2.2	Transferts de chaleur	21
3	Cas de plusieurs jets en impact	22
3.1	Aspects aérodynamiques	22
3.1.1	Interaction entre jets contigus avant impact	22
3.1.2	Interaction entre jets muraux	23
3.1.3	Interaction avec recirculation	24
3.2	Transferts de chaleur	25
3.2.1	Petites distances d'impact	25
3.2.2	Grandes distances d'impact	26
4	Conclusion	27
II Dispositifs d'essais et méthodes expérimentales		29
1	Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane	31
1.1	Montage expérimental	31
1.1.1	Veine d'essai	31
1.1.2	Contrôle et mesure des débits	35
1.1.3	Plaque d'impact	37
1.2	Méthode d'analyse thermique	38
1.2.1	Thermographie infrarouge	38
1.2.2	Bilan de flux thermique	39
1.2.3	Détermination des échanges convectifs en face avant	41
1.2.4	Incertitudes de mesures	43
1.3	Méthode des plans d'expériences	48
1.3.1	Choix du plan d'expériences	48
1.4	Mesures de vitesse	54
2	Étude d'une rangée de jets en impact sur une paroi concave	58
2.1	Montage expérimental	58
2.1.1	Veine d'essai	58
2.1.2	Contrôle et mesure des débits	59
2.1.3	Plaque d'impact	62
2.2	Méthode d'analyse thermique	63
2.3	Plan d'expériences	66
3	Configuration schématique d'une aube de turbine	68
3.1	Montage expérimental	68

3.1.1	Veine d'essai	68
3.1.2	Contrôle et mesure des débits	69
3.1.3	Plaque d'impact	73
3.2	Méthode d'analyse thermique	74
4	Conclusions intermédiaires	77
III Résultats expérimentaux		79
1	Jet unique en impact sur plaque plane	80
1.1	Dispositif expérimental	80
1.2	Analyse thermique	80
1.2.1	Nombres de Nusselt moyen et local	81
1.2.2	Distribution radiale du nombre de Nusselt	92
1.2.3	Corrélations	102
1.2.4	Conclusions intermédiaires	109
1.3	Analyse aérodynamique	109
1.3.1	Comparaison aérothermique	122
1.3.2	Conclusions intermédiaires	126
2	Rangée de jets en impact sur une paroi concave	127
2.1	Dispositif expérimental	127
2.2	Plan d'expériences	128
2.3	Analyse thermique	129
2.3.1	Définition des valeurs d'intérêt	129
3	Configuration schématique d'une aube de turbine	134
3.1	Veine d'essai	134
3.2	Analyse thermique	135
Conclusion générale et perspectives		139
Références bibliographiques		143
A Méthodologie des plans d'expérience		149
B Cartographies et distributions du nombre de Nusselt		165

Table des matières

Table des figures

Introduction générale	1
1 Présentation d'un turboréacteur	2
2 Consommation spécifique et poussée spécifique	2
3 Évolution des systèmes de refroidissement	3
4 Refroidissement par convection interne forcée	4
5 Refroidissement par film	5
6 Refroidissement par impact de jets	6
7 Représentation d'une aube et de ses systèmes de refroidissement	6
Étude bibliographique	9
I.1 Structure générale du jet libre	10
I.2 Schéma d'un jet en impact	11
I.3 Structures tourbillonnaires primaires et secondaires	12
I.4 Influence de la distance d'impact	13
I.5 Principe du confinement	14
I.6 Influence du confinement	15
I.7 Influence de l'angle d'incidence	15
I.8 Visualisation de l'écoulement sur une paroi convexe	18
I.9 Visualisation de l'écoulement sur une paroi concave	19
I.10 Influence de la courbure	20
I.11 Zones d'interaction entre plusieurs jets	23
I.12 Interaction entre jets muraux	24
I.13 Interaction avec recirculation	25
I.14 Échange de chaleur avec plusieurs jets	26

Dispositifs d'essais et méthodes expérimentales	29
II.1 Aubage et chemise	30
II.2 Schémas d'une aube	31
II.3 Schéma de la veine d'essai	32
II.4 Photographies du dispositif expérimental	33
II.5 Schéma du dispositif expérimental	34
II.6 Courbe d'étalonnage des débitmètres venturi	36
II.7 Plan de la plaque chauffante	37
II.8 Bilan des différents flux thermiques sur la plaque d'impact	39
II.9 Coefficient d'échange convectif arrière	40
II.10 Détermination de h_{av} et de T_{adiab}	42
II.11 Exemples de cartographies des grandeurs h_{av}/h_0 , T_{adiab} et r^2	43
II.12 Histogramme des différents flux thermiques	45
II.13 Exemple des incertitudes des grandeurs en face avant	46
II.14 Exemple de régression linéaire	47
II.15 Exemple de régression linéaire sur 2 lots de valeurs	53
II.16 Exemple d'arrangement expérimental dans une soufflerie	55
II.17 Synchronisation de la caméra avec le pulse laser	55
II.18 Familles de plans PIV	57
II.19 Vue schématique de la veine d'essai	59
II.20 Vue CAO de la veine d'essai	60
II.21 Photographie du dispositif expérimental (sans la plaque d'impact)	60
II.22 Schéma du dispositif expérimental	61
II.23 Plan de la plaque chauffante	62
II.24 Positions de la caméra pour les mesures infrarouge	63
II.25 Distribution du coefficient d'échange en face arrière	64
II.26 Distributions de h_{av}/h_0 , T_{adiab} , r^2 et des incertitudes	65
II.27 Schéma du bloc d'injection	69
II.28 Schéma du dispositif expérimental	70
II.29 Numérotation des orifices d'injection	71
II.30 Répartition des débits dans les injecteurs	72
II.31 Plan de la plaque chauffante	73
II.32 Positions de la caméra pour les mesures de température	74
II.33 Distribution du coefficient d'échange en face arrière	75
II.34 Distributions de h_{av}/h_0 , T_{adiab} , r^2 et des incertitudes	76

Résultats expérimentaux	79
III.1 Schéma de la veine d'essai	81
III.2 Coefficient d'échange convectif avant	83
III.3 Surface équivalente à un disque de rayon $5D$	84
III.4 Influence des différents paramètres	87
III.5 Faiblesse et absence d'influence de l'écoulement secondaire	88
III.6 Réponses des paramètres influents	90
III.7 Zone de contournement du jet par l'écoulement secondaire	91
III.8 Influence de l'écoulement principal sur le développement du jet	92
III.9 Répartition des points de stagnation	93
III.10 Exemple de profil radial	94
III.11 Paramètres caractéristiques des profils moyens	95
III.12 Influences pour Nu_0 , k , $(r/D)_{1/2}$ et f	98
III.13 Réponses des paramètres non influents	100
III.14 Réponses des paramètres influents	101
III.15 Schématisation des différentes étapes pour l'obtention de corrélations	103
III.16 Comparaison des distributions radiales du nombre de Nusselt	105
III.17 Comparaison des distributions radiales du nombre de Nusselt	106
III.18 Systèmes d'injection étudiés par Brevet [8]	107
III.19 Comparaison des profils du nombre de Nusselt	107
III.20 Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt	108
III.21 Familles de plans PIV	111
III.22 Plan chemiseXY	112
III.23 Plan chemiseYZ	113
III.24 Structure générale du jet libre	114
III.25 Schéma d'un jet en impact	114
III.26 Caractérisation d'un jet libre	115
III.27 Caractérisation de la zone de stagnation	116
III.28 Familles de plans PIV entreferXZ et entreferYZ	116
III.29 Plan entreferXZ	118
III.30 Plan entreferYZ	119
III.31 Plan entreferXY	121
III.32 Nombre de Nusselt et composantes axiales de la vitesse	123
III.33 Schéma d'un jet alimenté par un écoulement cisailant	124
III.34 Profils de la vitesse et de l'intensité turbulente	125

III.35	Vue en coupe du dessus de la veine d'essai	127
III.36	Cartographie du nombre de Nusselt pour $Re_{inj}=5\ 000$ et $H/D=2$	129
III.37	Profils des nombres de Nusselt selon l'axe y et l'abscisse s	131
III.38	Effets des influences principales et de l'interaction entre facteurs	133
III.39	Schéma du bloc d'injection	134
III.40	Répartition du coefficient d'échange convectif	135
III.41	Répartition du coefficient d'échange convectif	136
 Méthodologie des plans d'expérience		149
A.1	Exemple de plan classique	151
A.2	Comparaison d'un plan classique et d'un plan d'expériences	154
 Cartographies et distributions du nombre de Nusselt		165
B.1	$H/D=2$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=5\ 000$	166
B.2	$H/D=2$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=15\ 000$	166
B.3	$H/D=2$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=23\ 000$	166
B.4	$H/D=2$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$	167
B.5	$H/D=2$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$	167
B.6	$H/D=2$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=15\ 000$	167
B.7	$H/D=2$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$	168
B.8	$H/D=2$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$	168
B.9	$H/D=2$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$	168
B.10	$H/D=4$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$	169
B.11	$H/D=4$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$	169
B.12	$H/D=4$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=15\ 000$	169
B.13	$H/D=4$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$	170
B.14	$H/D=4$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=15\ 000$	170
B.15	$H/D=4$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$	170
B.16	$H/D=4$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=15\ 000$	171
B.17	$H/D=4$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$	171
B.18	$H/D=4$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$	171
B.19	$H/D=5$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$	172
B.20	$H/D=5$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$	172
B.21	$H/D=5$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$	172

B.22	$H/D=5$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$	173
B.23	$H/D=5$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$	173
B.24	$H/D=5$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$	173
B.25	$H/D=5$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$	174
B.26	$H/D=5$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$	174
B.27	$H/D=5$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$	174
B.28	$H/D=6$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=5\ 000$	175
B.29	$H/D=6$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=15\ 000$	175
B.30	$H/D=6$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=23\ 000$	175
B.31	$H/D=6$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$	176
B.32	$H/D=6$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$	176
B.33	$H/D=6$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=15\ 000$	176
B.34	$H/D=6$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$	177
B.35	$H/D=6$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$	177
B.36	$H/D=6$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$	177
B.37	$H/D=8$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$	178
B.38	$H/D=8$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$	178
B.39	$H/D=8$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=15\ 000$	178
B.40	$H/D=8$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$	179
B.41	$H/D=8$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=15\ 000$	179
B.42	$H/D=8$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$	179
B.43	$H/D=8$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=15\ 000$	180
B.44	$H/D=8$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$	180
B.45	$H/D=8$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$	180
B.46	$H/D=10$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$	181
B.47	$H/D=10$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$	181
B.48	$H/D=10$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$	181
B.49	$H/D=10$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$	182
B.50	$H/D=10$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$	182
B.51	$H/D=10$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$	182
B.52	$H/D=10$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$	183
B.53	$H/D=10$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$	183
B.54	$H/D=10$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$	183

Table des figures

Liste des tableaux

Dispositifs d'essais et méthodes expérimentales	29
II.1 Caractéristiques des débitmètres	36
II.2 Caractéristiques de la caméra	38
II.3 Incertitudes estimées des grandeurs de mesure	44
II.4 Table $L_{27}(3)^{13}$	49
II.5 Plan d'expériences de l'étude thermique	51
II.6 Plan d'expériences de la deuxième étude	66
II.7 Répartition des débits dans les injecteurs	72
Résultats expérimentaux	79
III.1 Plan d'expériences de l'étude thermique	82
III.2 Plan d'expériences pour Nu_0 et \overline{Nu}_{5D}	86
III.3 Rapport des variances pour les différents facteurs	88
III.4 Plan d'expériences pour Nu_0 , k , $(r/D)_{1/2}$ et f	97
III.5 Rapport des variances pour les différents facteurs	99
III.6 Plan d'expériences de la deuxième étude	128
III.7 Résultats de la deuxième étude	132
Méthodologie des plans d'expérience	149
A.1 Exemple de plan d'expériences complet	152
A.2 Table $L_{27}(3)^{13}$	156
A.3 Tableau des interactions de la table $L_{27}(3)^{13}$	157
A.4 Extrait de la table de SNEDECOR aux risques 0,05	163

Liste des tableaux

Liste des symboles

D (ou d , $2b$)	Diamètre de l'injecteur	m
e	Épaisseur de la paroi d'injection	m
h	Coefficient d'échange convectif $h = \dot{q}/(T_p - T_{ref})$	$Wm^{-2}K^{-1}$
H (ou Z , L)	Distance d'impact	m
Nu	Nombre de Nusselt $Nu = hD_h/\lambda_{air}$	
P	Pression	Pa
p	Pas entre deux trous d'une même rangée	m
Q	Débit massique	$kg.s^{-1}$
r^2	Coefficient de corrélation	
Re	Nombre de Reynolds $Re = \rho V D_h/\mu$	
S	Section	m^2
s	Abscisse curviligne	m
T	Température	K
$u(a)$	Incertitude sur la variable a	
U, V, W	Vitesses suivant les axes x, y et z respectivement	ms^{-1}
u, v, w	Vitesses fluctuantes suivant les axes x, y et z respectivement	ms^{-1}
x, y, z	Coordonnées spatiales	m

Lettres grecques

ε	Émissivité
---------------	------------

Nomenclature

λ	Conductivité thermique	$Wm^{-1}K^{-1}$
μ	Viscosité dynamique	$kgm^{-1}s^{-1}$
\dot{q}	Densité de flux	Wm^{-2}
ρ	Masse volumique	$kg.m^{-3}$
σ	Constante de Stefan-Boltzmann	$W.m^{-2}.K^{-4}$

Indices

adiab	Paroi adiabatique
arr	Arrière
chem	Chemise
conv	Convectif
ent	Entrefer
av	Avant
inj	Injection
amb	Ambiant
p	Paroi
rad	Radiatif
ref	Référence

Introduction générale

Les objectifs d'amélioration des performances du turboréacteur ont conduit à la conception de composants dotés de meilleurs rendements ainsi qu'à une augmentation des températures de sortie de compresseur haute pression et de la température de sortie de chambre de combustion. Ces évolutions se sont traduites dans le domaine aérothermique par des objectifs d'amélioration de la qualité des simulations numériques, mais aussi d'amélioration des performances des systèmes de refroidissement. L'impact de jet est l'une des méthodes privilégiée et très répandue dans différents processus industriels (dégivrage de bord d'attaque des ailes, refroidissement de composants électroniques, ...) car elle permet des taux élevés d'échange de chaleur et de masse. Cette étude s'intéresse à la technique d'impact de jet dans le but de l'appliquer au refroidissement des aubes de turbine.

Contexte industriel et problématique

Le fonctionnement d'un turboréacteur peut être présenté de manière relativement simple (figure 1). De grandes quantités d'air sont aspirées par un compresseur qui va graduellement augmenter sa pression. L'air comprimé est ensuite envoyé dans une chambre de combustion où il est mélangé à du kérosène de manière à constituer un mélange explosif. Ce mélange, après combustion, produit une grande quantité de gaz chauds violemment éjectés vers la tuyère. Ces gaz entraînent simultanément une turbine qui actionne les compresseurs grâce à un axe central qui les lie.

Les performances d'un moteur sont notamment évaluées au travers de deux paramètres primordiaux et interdépendants :

- la poussée spécifique (Specific Thrust - ST) qui représente la poussée par unité de débit masse d'air qui traverse le moteur,
- la consommation spécifique (Thrust Specific Fuel Consumption - TSFC) qui représente la consommation massique de carburant par unité de poussée et de temps.

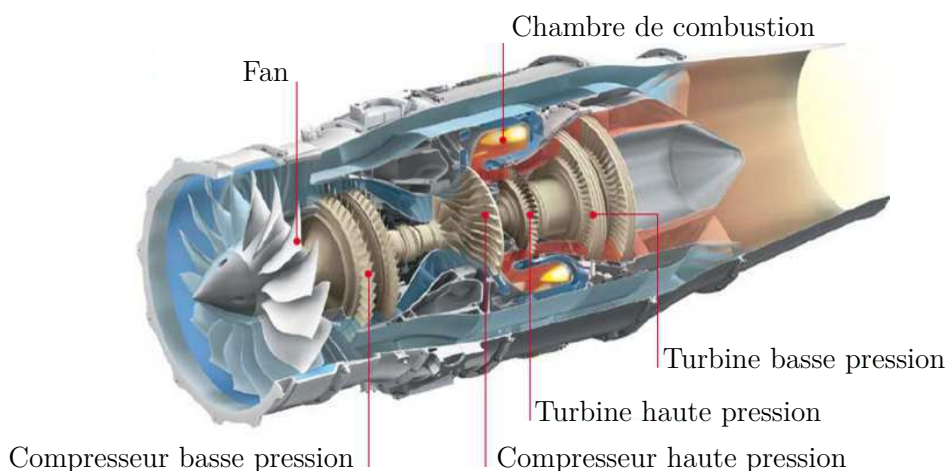


Figure 1 – Présentation d'un turboréacteur

Il s'agit de dimensionner un système en trouvant le meilleur compromis entre une poussée spécifique maximale et une consommation spécifique minimale. Pour cela on dispose de deux variables caractéristiques du moteur :

- la température d'entrée turbine (TET, Turbine Inlet Temperature - TIT) qui représente la température des gaz de combustion à l'entrée du distributeur haute pression de la turbine,
- le taux de compression du compresseur (Compressor pressure ratio).

Il apparaît que la poussée spécifique est fortement dépendante de la TET. Augmenter la TET permet d'obtenir une poussée spécifique plus élevée, mais la consommation spécifique augmente elle aussi en contrepartie. Il existe un point d'utilisation optimal selon le taux de compression comme illustré en figure 2. L'amélioration des performances d'un moteur passe donc par l'augmentation de la température à l'entrée de la turbine et du taux de compression. Comme indiqué sur la figure 3, cette température a constamment

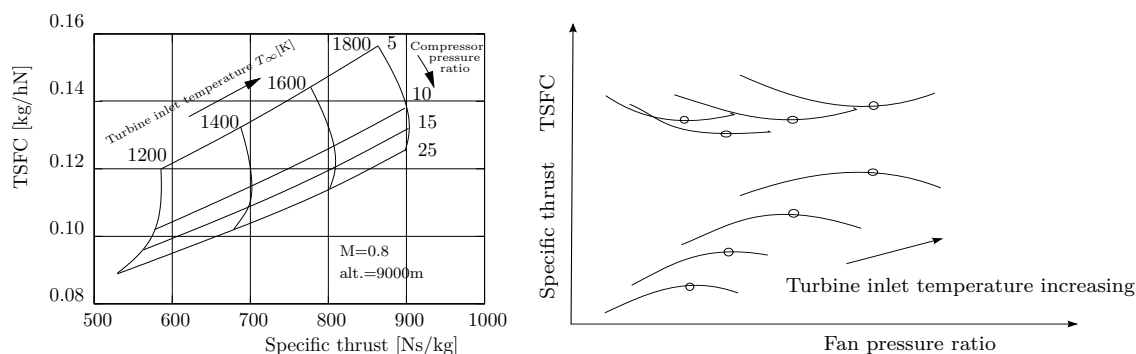


Figure 2 – Consommation spécifique et poussée spécifique [12]

augmenté au cours des dernières décennies et poursuit encore cette tendance. Ce progrès a été rendu possible notamment grâce aux efforts de recherche dans le domaine des matériaux et des alliages plus résistant aux hautes températures. Ainsi, la température de fonctionnement des aubes est passée de 1080°C à 1180°C . Parallèlement à ces améliorations, les techniques de refroidissement ont été introduites et ont évolué vers des systèmes plus complets et plus complexes. D'une aube pleine et non refroidie, nous avons vu apparaître successivement des systèmes de convection interne forcée, des dispositifs de protection par film d'air, ou encore des méthodes de traitements de surface jouant le rôle de barrière thermique. De nombreux efforts ont été faits en vue d'optimiser ces différentes techniques.

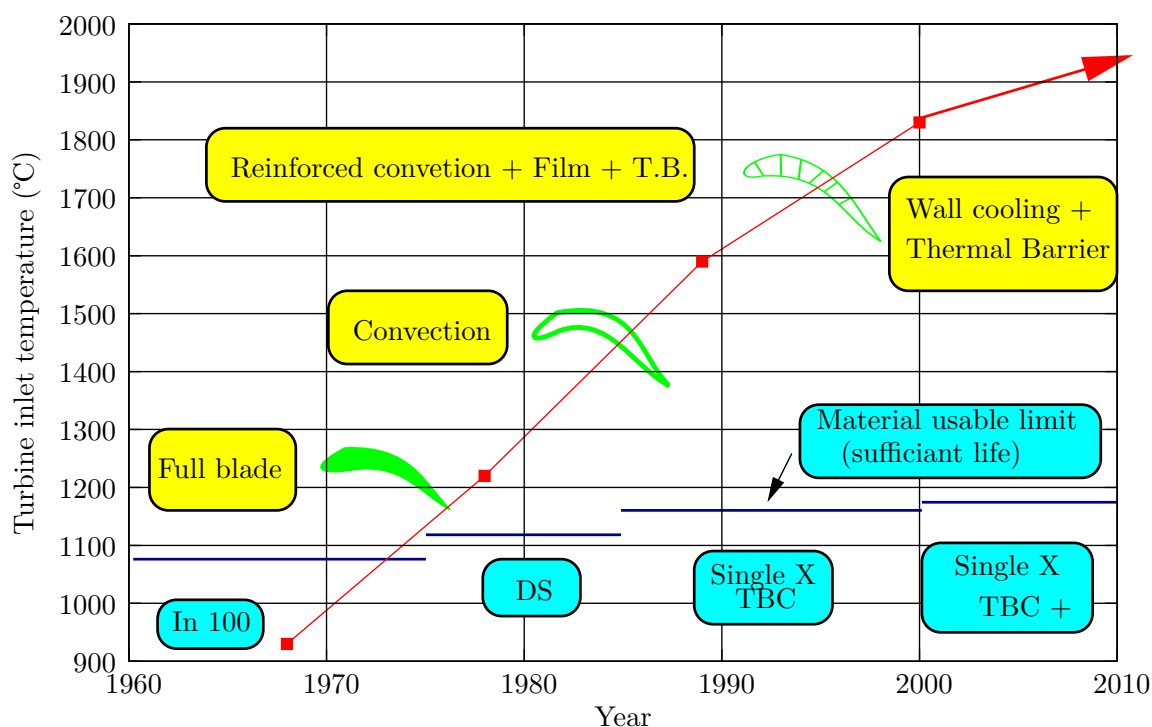


Figure 3 – Augmentation de la température des gaz admissibles à l'entrée de turbines HP et évolution des systèmes de refroidissement [3]

Les aubes de turbine peuvent donc être exposées à des températures de gaz de combustion très élevées, voisines de 1850°C en pointe, soit des niveaux de températures supérieurs à la température maximale d'utilisation des meilleurs alliages réfractaires disponibles (de l'ordre de 1100°C). Il est par conséquent nécessaire de les refroidir afin de les maintenir à une température maximale acceptable et de limiter les gradients de températures locaux de façon à garantir leur intégrité pendant toute la durée de vie du moteur, quel que soit le mode d'endommagement. L'air de refroidissement disponible provient généralement des derniers étages du compresseur. Un prélèvement après compression permet

en effet d'assurer une pression génératrice propre à compenser la perte de charge des circuits de refroidissement. Cela impose toutefois une température d'air de refroidissement assez élevée (de l'ordre de 700K). Un refroidissement excessif n'est donc pas souhaitable car l'air prélevé au niveau du compresseur utilisé pour le refroidissement ne le sera pas pour la combustion et limitera les performances du moteur. Un refroidissement efficace est donc un refroidissement qui permet de supporter la température de sortie de chambre la plus élevée possible en prélevant le moins d'air possible au niveau du compresseur.

Techniques de refroidissement

Plusieurs techniques ont été mises en œuvre au cours de ces dernières années et les technologies qui y sont liées ont évolué en fonction des performances visées. Ces techniques rencontrées dans les aubages sont décrites dans les lignes suivantes.

Convection interne forcée

C'est la plus ancienne des techniques de refroidissement. Il s'agit de faire circuler de l'air frais par des canaux à l'intérieur de l'aube (cf figure 4). Cette technique a progressivement évolué vers des systèmes multi-passes, équipés de dispositifs comme des ailettes, des perturbateurs ou des picots dans le but d'engendrer un pompage thermique et d'améliorer les transferts par l'augmentation de la turbulence.

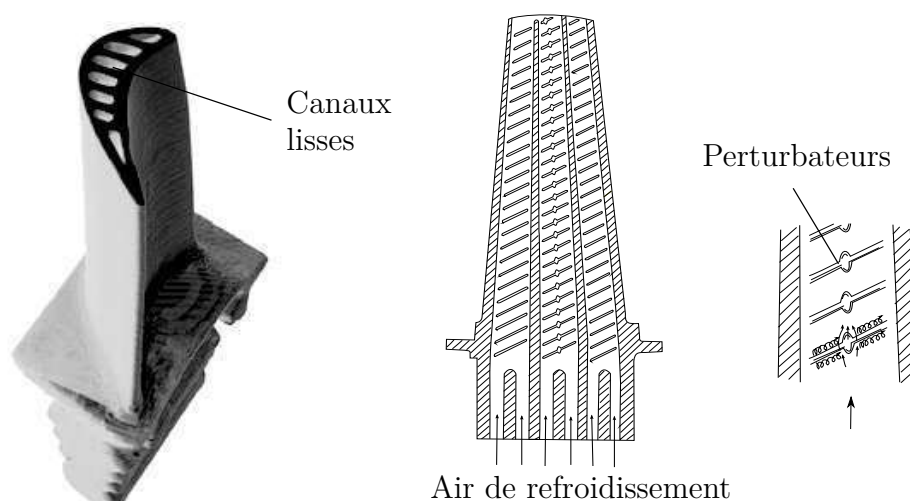


Figure 4 – Refroidissement par convection interne forcée

Film-cooling

Cela consiste à créer un film d'air frais protégeant la paroi externe de l'aube. La création de ce film est généralement réalisée par injection de l'air au travers de plusieurs rangées d'orifices de petit diamètre et inclinés dans le sens de l'écoulement (cf figure 5). On rencontre aussi des films créés par transpiration à travers des matériaux poreux et par effusion à travers plusieurs couches de paroi multiperforées. L'inconvénient majeur du film-cooling est qu'il est fortement dégradé par le dépôt des particules de suies et de résidus de combustion qui viennent obstruer les perforations et compromettre l'efficacité du refroidissement. Cette technique, bien qu'offrant une bonne protection thermique, est pénalisante en terme de rendement aérodynamique car elle vient fortement perturber l'écoulement externe autour des aubes et reste l'objet de nombreuses études.

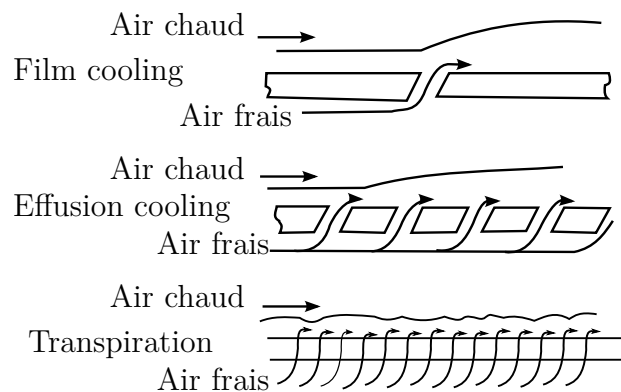
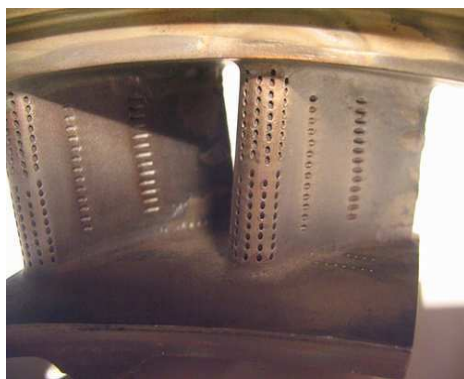


Figure 5 – Refroidissement par film

Impact de jets

La technique de l'impact de jet consiste à chemiser l'aube et à percer plusieurs orifices dans cette chemise. La chemise est alimentée en air frais et des jets d'air se forment ainsi à la sortie des orifices et viennent refroidir la paroi interne des aubes de turbine (cf figure 6). Les coefficients d'échange obtenus avec cette méthode sont très élevés ce qui la rend très efficace. C'est pour cela qu'elle est notamment utilisée sur le bord d'attaque des aubes, en impact dit concentré, car cette partie est particulièrement exposée au flux de chaleur extérieur. Un impact réparti (matrice de jets) est souvent introduit également sur la partie amont de l'intrados et de l'extrados de l'aube. L'objet du travail présenté dans ce mémoire porte sur cette technique de refroidissement particulière.

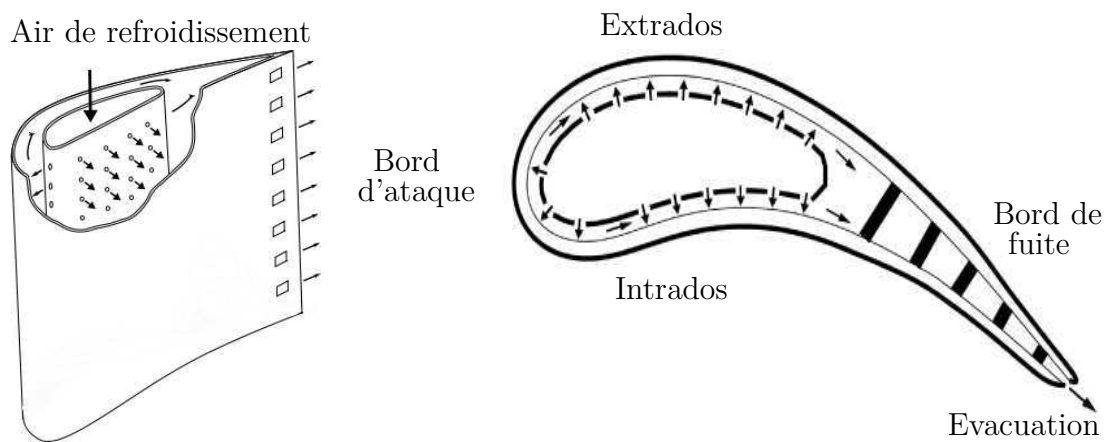


Figure 6 – Refroidissement par impact de jets

Couplages des méthodes de refroidissement

Souvent ces méthodes sont couplées pour optimiser le refroidissement des aubes de turbines (figure 7). Cela rend complexe la conception de ces éléments et de nombreux paramètres géométriques et aérodynamiques entrent alors en ligne de compte. Les ingénieurs chargés de la conception de ces éléments doivent donc trouver le meilleur compromis entre coût de fabrication, protection thermique, rendement aérodynamique, résistance mécanique et durée de vie.

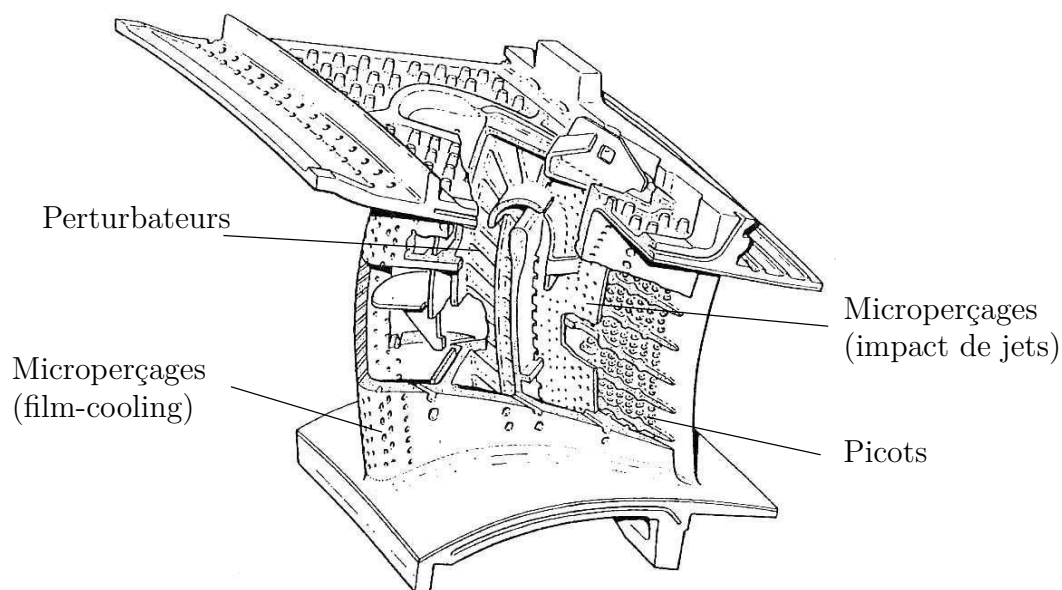


Figure 7 – Représentation d'une aube et de ses systèmes de refroidissement

Contexte de l'étude

La technique de refroidissement par impact de jets dépend de nombreux paramètres géométriques et aérodynamiques. La prédiction des échanges de chaleur devient vite difficile de part la complexité du système mis en place. C'est pourtant une donnée essentielle pour déterminer les températures atteintes dans le métal. Un résultat important [17, 76] est qu'une incertitude de 10% sur les coefficients d'échanges thermiques sur la paroi interne entraîne une incertitude de 15 % sur la température de surface de l'aube et que cette incertitude peut affecter la durée de vie de l'aube d'un facteur deux. Les études numériques ont besoin de résultats expérimentaux sur lesquels se baser pour améliorer la précision de leurs prévisions. L'objectif de notre étude est donc double :

- Améliorer la compréhension des phénomènes physiques influençant les transferts de chaleur par impact de jets,
- Fournir une base de données expérimentales aérodynamiques et thermiques pour les études numériques

Elle se place dans le cadre d'un partenariat entre le Laboratoire d'Études Thermiques et la SNECMA et fait suite notamment aux travaux de P. Brevet qui s'était intéressé à l'influence du nombre de Mach, du confinement et de la température du jet sur les transferts de chaleur d'un jet unique en impact, et aux travaux de M. Fénot qui s'était intéressé également à l'influence d'une rangée de jets en impact sur des parois planes et courbes ainsi qu'à une géométrie simulant une aube de turbine basse pression. La présente étude va poursuivre ces efforts de recherche sur les transferts de chaleur par impact de jets et a pour particularité de considérer une alimentation par un écoulement amont cisailant afin de se rapprocher encore de la géométrie réelle d'une aube de turbine basse pression.

Organisation du mémoire

Ce mémoire est constitué de trois chapitres principaux en dehors de cette introduction et de la conclusion générale. Il s'agit d'un chapitre présentant une étude de la bibliographie existante, puis d'un chapitre expliquant les montages expérimentaux de cette étude ainsi que les méthodes expérimentales utilisées, et enfin un chapitre sur les résultats et leurs analyses.

La partie bibliographique de ce mémoire va s'attacher à regrouper et à organiser les éléments de la littérature sur l'impact de jet. On se limitera dans cette partie aux résultats expérimentaux les plus pertinents pour notre étude. Nous nous intéresserons à l'étude

d'un jet unique en impact et des différents paramètres influents, puis au cas de plusieurs jets en impact. Parmi les paramètres que nous retiendrons nous pouvons compter par exemple la distance d'impact, la géométrie de l'injection, le confinement et la courbure de la plaque d'impact. Nous expliquerons également pourquoi considérer une alimentation par un écoulement amont cisailant rend notre étude originale.

Notre étude expérimentale se partage en trois bancs d'essais. Le premier consiste en un jet unique sur plaque plane et se veut représentatif de la zone intrados/extrados d'une aube de turbine. Des mesures de vitesse et de température vont nous permettre de déterminer les caractéristiques de ce type de jet. La deuxième expérience s'intéresse à l'impact d'une rangée de jets sur une paroi concave afin de représenter la zone de bord d'attaque. Ensuite nous présenterons le dernier montage expérimental utilisé qui a pour but de simuler une géométrie complète d'aube de turbine avec un réseau de jets. Nous exposerons finalement les méthodes de mesures et de calcul utilisées pour obtenir les valeurs auxquelles nous nous intéressons.

Les résultats expérimentaux obtenus seront mis en regard de ceux exposés dans la partie bibliographique. Nous comparerons également les différents résultats de nos trois expériences afin de pouvoir différencier indépendamment les différents effets. Ceci nous fournira une base de réflexion afin de former une analyse des différents phénomènes physiques qui entrent en jeu. Nous finirons par un bilan général sur les conclusions, les enjeux, les limites et les perspectives de notre étude.

Chapitre I

Étude bibliographique

La technique de l'impact de jet trouve de nombreuses applications industrielles et les résultats de sa mise en place dépendent de nombreux paramètres. Ainsi de nombreuses études expérimentales et numériques ont été menées dans le but d'une meilleure compréhension des phénomènes physiques intervenant et régissant l'impact de jet. Étant donné le nombre important de paramètres à prendre en compte, il aurait semblé préférable de sonder l'influence de ces paramètres avec l'outil numérique. Or, les modèles numériques actuels doivent encore gagner en précision [73] et pour cela les données expérimentales restent nécessaires. Nous allons présenter ici une partie de la littérature sur les études expérimentales menées sur l'impact de jet qui semblent nécessaires à la compréhension de notre cas d'étude. On s'intéressera donc dans un premier temps à l'aérodynamique et aux transferts thermiques d'un jet unique en impact sur une plaque plane, puis sur une plaque courbe et enfin à plusieurs jets en impact.

1 Jet unique en impact

Pour comprendre les structures propres au jet en impact, il convient d'abord de s'intéresser au cas du jet libre.

1.1 Structure du jet libre

Une décomposition classique proposée pour le jet libre est de distinguer trois zones (cf figure I.1) :

La zone de corps potentiel Elle se caractérise par une vitesse en sortie de buse conservée sur l'axe central du jet à l'intérieur de ce qui s'appelle alors le corps potentiel.

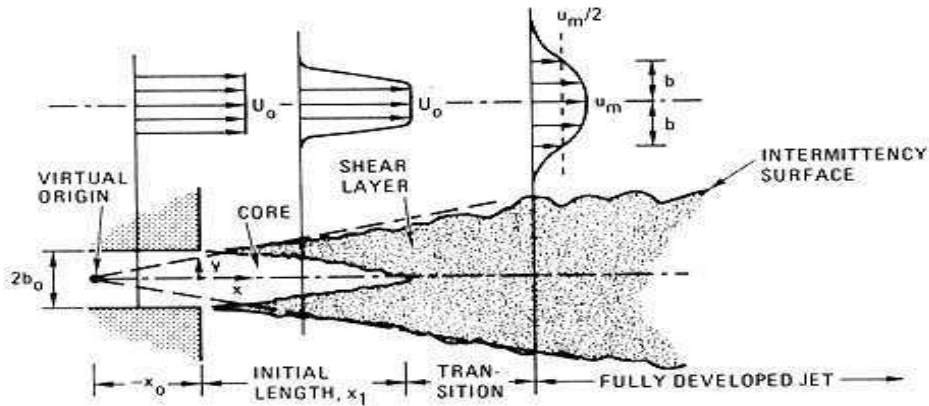


Figure I.1 – Structure générale du jet libre [7]

L'air environnant est entraîné par le jet et réduit ainsi progressivement la vitesse dans le jet jusqu'à atteindre la ligne centrale. L'entraînement de l'air environnant crée une région de mélange et de fort cisaillement. La longueur du corps potentiel est généralement évaluée entre 4 et 7 fois le diamètre hydraulique de l'injecteur [25, 44, 66], mais ce résultat dépend fortement des profils de vitesse et des taux de turbulence en sortie d'injecteur. La géométrie de l'injecteur influence nécessairement ces deux paramètres. Par exemple, pour un jet issu d'un tube long circulaire, la longueur du corps potentiel est de l'ordre de 4,5 à 5 fois le diamètre hydraulique [39, 59].

La zone de transition Cette zone commence lorsque les couches de mélange se rejoignent au centre du jet. On observe alors une baisse de la vitesse axiale due aux fortes contraintes de cisaillement dans cette zone.

La zone développée Les profils de vitesse sont désormais autosemblables et peuvent donc être déduits des profils amont par similitude. Différents auteurs placent le début de cette zone à partir de 8 fois jusqu'à 20 fois le diamètre hydraulique de l'injecteur.

La turbulence dans le jet a deux origines qui sont la turbulence initiale en sortie de buse, et la turbulence générée par les contraintes de cisaillement dans la couche de mélange entre l'air environnant et le jet. Ainsi Cornaro et al. [15] ainsi que Popiel et Boguslawski [58] ont observé des structures tourbillonnaires cohérentes en bordure de jet. Ces structures n'apparaîtraient que pour une couche limite fine et laminaire à l'injection. Seules des traces de ces structures sont observées lorsque la couche limite à l'injection devient turbulente. De plus, le jet devient instable à partir d'environ 1,5 fois le diamètre hydraulique et un phénomène de battement du jet commence à apparaître.

1.2 Structure du jet en impact

Une fois explicitée la structure du jet libre, il apparaît que les caractéristiques d'un jet en impact peuvent se révéler très différentes selon la distance d'impact et donc selon la zone dans laquelle se situe l'impact. Trois régions distinctes sont considérées dans la structure d'un jet en impact (cf figure I.2).

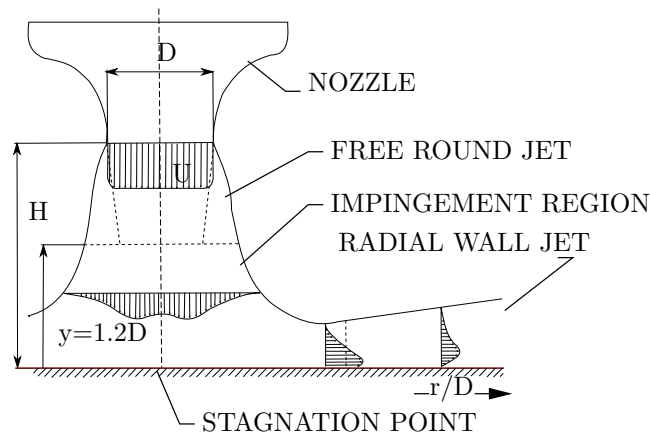


Figure I.2 – Schéma d'un jet en impact [60]

La zone de jet libre Il s'agit de la zone qui possède les caractéristiques énoncées précédemment. Cette région n'est pas affectée par la paroi d'impact et se comporte donc comme le jet libre. Cependant sa longueur va varier selon la distance d'impact.

La zone d'impact Elle se caractérise principalement par une baisse de la vitesse axiale au profit d'une augmentation de la vitesse radiale. On note également que la pression près de la paroi décroît radialement depuis le point de stagnation. L'écoulement le long de la plaque d'impact est donc accéléré depuis le point de stagnation. La fin de cette zone peut être définie comme étant l'endroit où la vitesse radiale est maximale. Lorsque la distance d'impact est petite ($H/D \leq 4$), les structures tourbillonnaires issues du jet libre s'étirent et grossissent [57] (cf figure I.3). Pour de plus grandes distances d'impact, Cornaro et al. [15] et Méola et al. [49] observent une oscillation dans la zone d'impact du jet qui disloque les structures tourbillonnaires issues du jet libre.

La zone de jet pariétal L'écoulement possède maintenant les caractéristiques d'un jet pariétal. La couche limite se développe le long de la surface d'impact et la vitesse radiale diminue. Les structures tourbillonnaires observées pour de petites distances d'impact se disloquent dans la zone de jet pariétal [49].

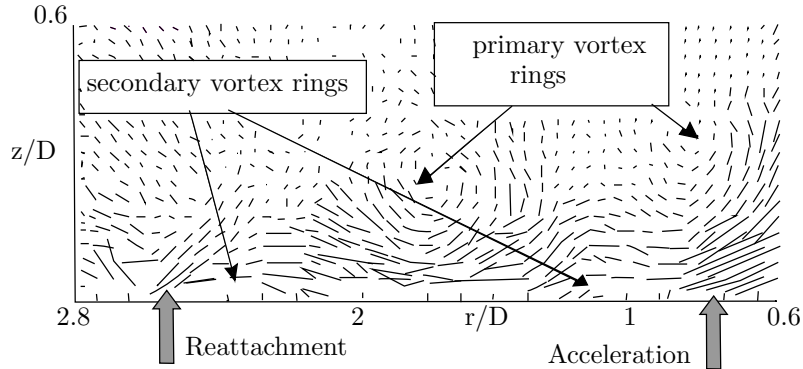


Figure I.3 – Structures tourbillonnaires primaires et secondaires observées par PIV [11]

Ces zones sont sujettes à l'influence de plusieurs paramètres comme les conditions de vitesse en sortie d'injecteur, la distance d'impact et la géométrie globale du système. Il convient donc d'étudier les effets de ces paramètres sur les échanges de chaleur.

1.3 Transferts de chaleur

Beaucoup de paramètres peuvent influencer sur les transferts de chaleur liés à l'impact d'un jet. Il est donc logique de rencontrer beaucoup d'études différentes sur le sujet selon l'application visée. Les principaux effets sont exposés ci-après. Avant cela, il convient de donner quelques définitions essentielles. Le coefficient de transfert convectif local h est défini par la loi de Newton de la manière suivante :

$$h = \frac{\dot{q}}{T_p - T_{ref}} \quad (\text{I.1})$$

avec \dot{q} la densité de flux de chaleur (W/m^2), T_p la température de paroi et T_{ref} la température de référence. Le choix de cette température de référence et sa définition est une question encore discutée et nous exposerons la définition adoptée pour cette étude lors de la présentation de nos méthodes de mesure. On exprimera par la suite le coefficient h sous sa forme adimensionnée par l'intermédiaire du nombre de Nusselt Nu .

$$Nu = \frac{hD}{\lambda} \quad (\text{I.2})$$

où D est la dimension caractéristique de l'injecteur et λ la conductivité thermique du fluide (W/mK).

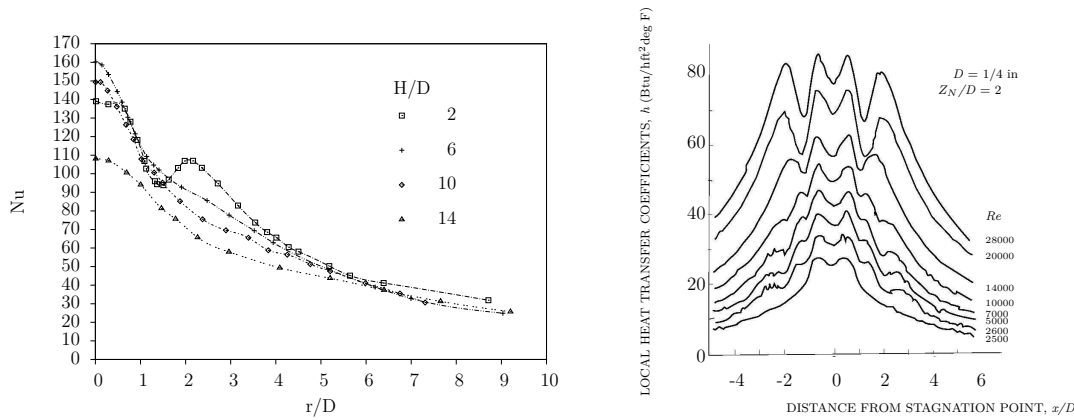


Figure I.4 – Distribution radiale du nombre de Nusselt pour différentes distances d’impact [4, 23]

1.3.1 Distance d’impact

La distance d’impact conditionne les caractéristiques de l’écoulement entrant dans la zone d’impact. Ainsi pour des distances d’impact faibles ($H/D \leq 4$), la zone de jet libre est limitée à la zone de corps potentiel. Les vitesses et taux de turbulence près de la paroi d’impact sont fortement pilotés par les conditions initiales en sortie d’injecteur. Les transferts de chaleur en paroi présentent une distribution radiale non monotone [36, 45]. Un minimum local est observé au point d’impact et deux maxima locaux pour des positions radiales respectives de $r/D \approx 0,5$ et $r/D \approx 2$ (cf figure I.4). Ces maxima peuvent être expliqués de différentes manières. Le premier maximum est supposé lié à l’accélération subie par l’écoulement depuis le point de stagnation [11, 45] ou il peut être aussi expliqué par une augmentation de la turbulence [36, 49]. Le deuxième maximum semble lié à la désagrégation des structures tourbillonnaires, désagrégation correspondant alors à une élévation de l’intensité turbulente [53]. D’autres auteurs attribue ce pic à une transition de la couche limite du régime laminaire vers la turbulence. Pour de plus grandes distances d’impact, la répartition des échanges de chaleur devient monotone avec un maximum au point de stagnation (cf figure I.4). Lorsque l’on s’intéresse au nombre de Nusselt au point de stagnation, on constate que celui-ci atteint une valeur maximale lorsque la distance d’impact correspond approximativement à la longueur du corps potentiel du jet libre.

1.3.2 Géométrie de l’ajutage et taux de turbulence en sortie de buse

Obot et al. [56] expliquent la diversité des résultats des différentes études par des variations dans les conditions aux limites concernant les taux de turbulence en sortie d’injecteur et les géométries utilisées pour ces injecteurs. Les profils de vitesse en sortie

de buse peuvent être affectés et donc modifier le comportement des structures tourbillonnaires et le taux de turbulence généré dans la couche de mélange. L'entraînement de l'air ambiant par le jet est également modifié. L'influence de ces conditions sur le coefficient d'échange de chaleur convectif n'est pas nulle et se fait particulièrement sentir dans la zone proche du point de stagnation et pour des distances d'impact faibles. Pour des distances d'impact supérieures à $H/D = 6$, cette influence est moindre puisque les taux de turbulence initiaux ont été en quelque sorte effacés par la turbulence générée dans les couches de mélange.

1.3.3 Confinement



Figure I.5 – Principe du confinement

Le confinement consiste à positionner une plaque en sortie d'injecteur (cf figure I.5). La géométrie de l'injection et donc le confinement joue un rôle significatif sur les vitesses et la turbulence dans la couche de mélange. Ainsi, la longueur du corps potentiel est plus grande d'environ 10% lorsque le jet est confiné car l'entraînement massique et l'expansion du jet sont limités [1, 2]. En effet, l'air ambiant doit longer toute la paroi de confinement avant d'être mélangé au jet. En ce qui concerne la répartition locale du nombre de Nusselt, certains résultats semblent contradictoires entre les différentes études. Ainsi, Ashforth-frost et Jambunathan [1] constatent une diminution du nombre de Nusselt au point de stagnation due au confinement alors que Brevet [8] observe au contraire une augmentation des échanges de chaleur au point de stagnation, augmentation néanmoins suivie d'une diminution à partir de $r/D = 2$. Obot et al. [56] relèvent un déplacement vers le point de stagnation des extrema des échanges de chaleur (cf figure I.6). Aucune influence ne semble persister à partir d'une certaine distance d'impact. Cette distance est évaluée à $H/D = 12$ pour certains [56] et à $H/D = 3$ pour d'autres [8]. D'une manière générale, les échanges moyens diminuent faiblement avec la présence d'une plaque de confinement.

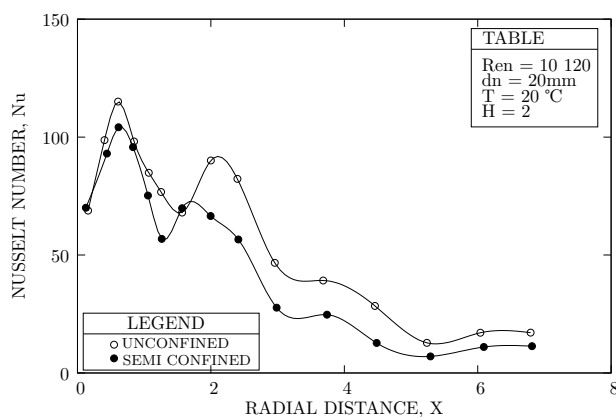


Figure I.6 – Distribution radiale du nombre de Nusselt pour des configurations confinée et non confinée [56]

1.3.4 Angle d'incidence

Lorsque l'on s'intéresse à un jet qui n'est pas perpendiculaire à la surface d'impact, la distribution du nombre de Nusselt s'en trouve affectée. La position du point de stagnation reste inchangée ainsi que le niveau moyen des échanges de chaleur, mais une dissymétrie est observée de part et d'autre du point de stagnation (cf figure I.7).

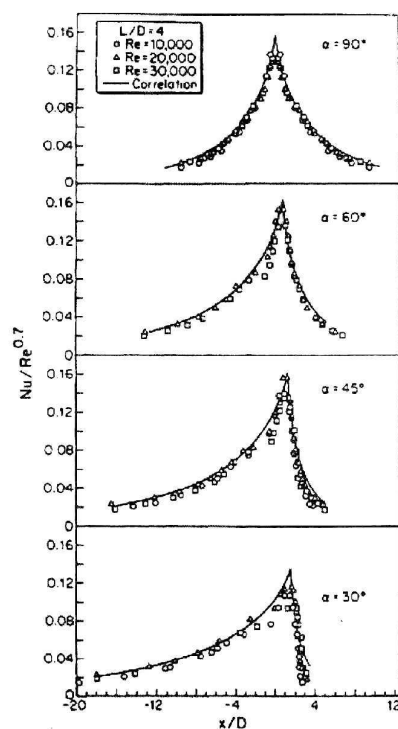


Figure I.7 – Distribution du nombre de Nusselt pour différentes incidences de jet [27]

1.3.5 Autres paramètres

D'autres paramètres ont été étudiés dans le but de se rapprocher de la situation réelle à laquelle on veut appliquer la méthode d'impact de jet. Ainsi, l'influence de la rotation de la plaque d'impact [9, 10] et son état de surface [51, 52] ont été étudiés. Il est à noter que certains auteurs notamment au sein de l'équipe aérothermique du LET [21] se sont également penchés sur le cas de problèmes à trois températures. Il s'agit de situations où la température du jet est différente de celle de la paroi d'impact mais également différente de l'air ambiant. L'entraînement dans les couches de mélange devient non seulement massique mais aussi thermique. La détermination d'une température de référence pour la définition du coefficient d'échange devient un peu plus problématique.

2 Courbure de la plaque d'impact

Parmi les paramètres les plus pertinents pour notre étude se trouve la courbure de la plaque d'impact. En effet, visant le refroidissement d'une aube de turbine, nous nous intéressons également aux échanges de chaleur au bord d'attaque de l'aube, et donc à une situation d'impact de jet sur paroi courbe. Différentes études se sont donc attachées à comparer les transferts thermiques sur des parois concaves ou convexes en faisant varier la courbure relative, c'est-à-dire le rapport entre la dimension caractéristique de l'injecteur et le diamètre de la courbure de la paroi d'impact. Des différences commencent à apparaître entre le cas courbe et le cas plan à partir d'une courbure relative très faible environ égale à 0,022 pour une paroi concave comme pour une paroi convexe [24]. Nous allons présenter l'aérodynamique et les transferts de chaleur pour ces deux configurations.

2.1 Surface d'impact convexe

Nous allons nous intéresser dans un premier temps à l'aérodynamique et aux transferts de chaleur d'un jet en impact sur une paroi convexe.

2.1.1 Aspects aérodynamiques

Dans la zone de jet libre, on observe le rapprochement des structures tourbillonnaires pour des nombres de Reynolds d'injection faibles [15]. Ce phénomène n'apparaît plus pour des nombres de Reynolds plus importants et on observe même une dissymétrie de ces structures dans le cas de grandes distances d'impact. Comme dans la situation d'un

jet en impact sur une paroi plane, la présence des structures tourbillonnaires développées dans la couche de mélange dans la zone de jet libre dépend de la distance d'impact.

Dans la région d'impact, on observe pour des faibles distances d'impact ($H/D \leq 4 \approx$ longueur du corps potentiel) une oscillation suivant l'axe du jet. Cette oscillation selon l'axe du jet diminue lorsque la distance d'impact augmente, au profit d'une oscillation radiale qui apparaît progressivement. Dans le cas d'une injection par une fente, Gau et Chung [24] observent des tourbillons tridimensionnels et contrarotatifs près du point de stagnation. Ces tourbillons ont une taille caractéristique qui augmente avec la courbure relative et leur présence serait due à une instabilité de l'écoulement qui se développerait dans la zone d'impact.

Pour des grandes distances d'impact ($H/D \geq 4$), on note une très forte oscillation radiale dans la zone de stagnation qui a pour effet de disloquer les structures tourbillonnaires issues de la couche de mélange ainsi que les tourbillons tridimensionnels contrarotatifs.

L'écoulement dans la zone de jet pariétal dépendant fortement de ce qui se passe dans les zones en amont, la distance d'impact y joue aussi un rôle déterminant. Ainsi, dans le cas de très faibles distances d'impact, on observe des oscillations de l'écoulement qui s'opèrent perpendiculairement à la paroi. Ces oscillations disparaissent ensuite lorsque la distance d'impact augmente. Des tourbillons issus de la zone d'impact sont observés le long de la paroi et présentent une stabilité augmentant lorsque la distance d'impact diminue. L'accroissement de la courbure relative retarde la transition vers la turbulence et maintient les structures tourbillonnaires en place (cf figure I.8). Cet effet semble dû à la croissance des forces centrifuges avec l'augmentation de la courbure relative. Cependant, dans le cas de très petites distances d'impact ($H/D \leq 1$), l'oscillation axiale de l'écoulement devient prépondérante dans la zone d'impact et seuls de petits tourbillons apparaissent dans la zone de paroi.

Pour de grandes distances d'impact ($H/D \geq 4$), l'oscillation de l'écoulement perpendiculaire à la paroi n'est pas perceptible. Les structures stables disparaissent, dissipées par l'oscillation radiale du jet.

2.1.2 Transferts de chaleur

Au niveau des transferts de chaleur, la distribution du nombre de Nusselt selon l'axe longitudinal reste la même que dans le cas d'un jet en impact sur une plaque plane, mais certaines différences sont à noter selon l'abscisse curviligne. Ainsi, pour des petites distances d'impact, la distribution du nombre de Nusselt selon l'abscisse curviligne pré-

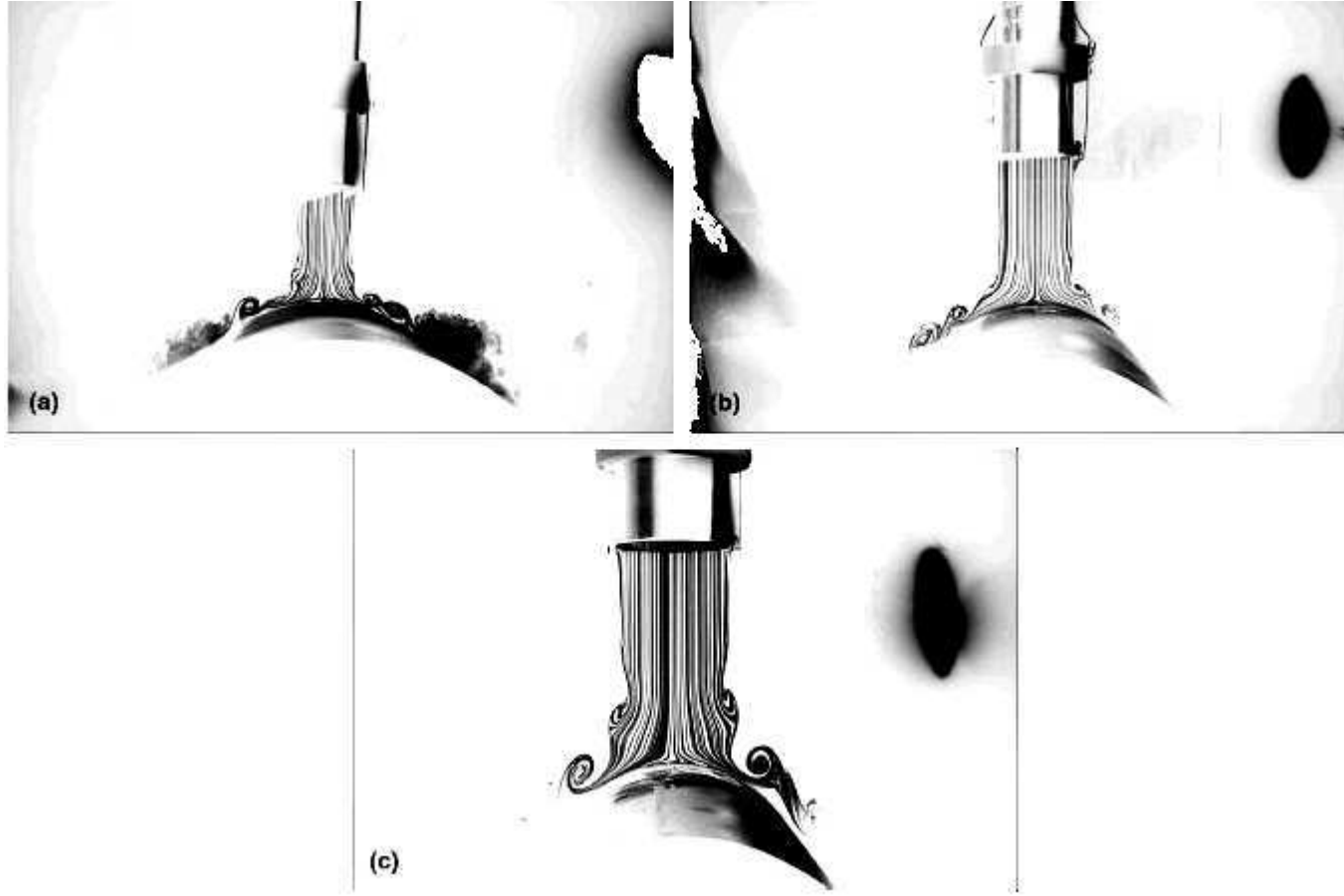


Figure I.8 – Visualisation de l'écoulement d'un jet en impact sur une paroi convexe [15]

I.2 Courbure de la plaque d'impact

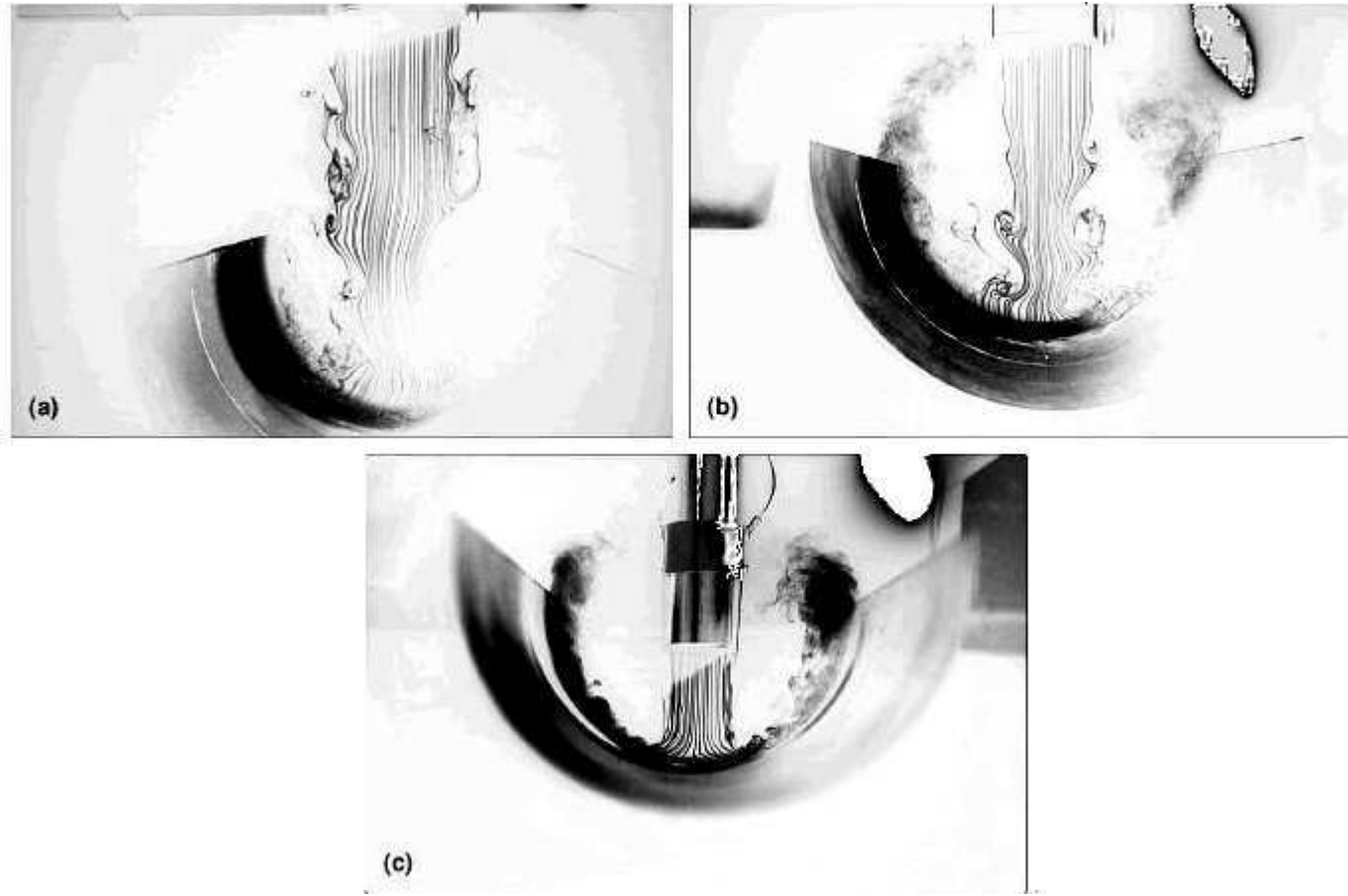


Figure I.9 – Visualisation de l'écoulement d'un jet en impact sur une paroi concave [15]

sente un maximum au point de stagnation dans le cas d'une injection circulaire [42] ou par fente [24] (cf figure I.10). Ce maximum peut s'expliquer par l'oscillation axiale de l'écoulement du jet et qui a pour effet d'augmenter les échanges de chaleur au point d'impact. L'apparition de structures contrarotatives tridimensionnelles dans la zone d'impact peut également expliquer l'augmentation des transferts de chaleur dans cette zone. Ce maximum augmente avec la courbure en même temps que la taille des structures tourbillonnaires. En s'éloignant du point de stagnation on retrouve le même comportement que dans le cas plan.

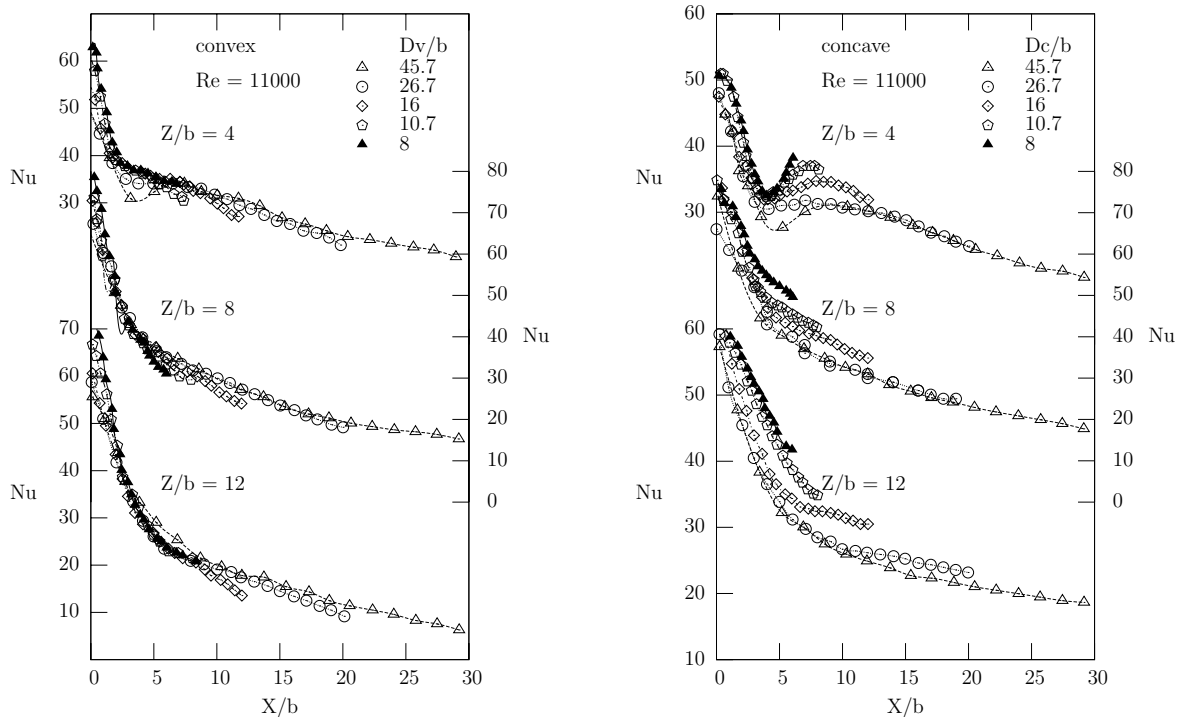


Figure I.10 – Distribution radiale du nombre de Nusselt pour des parois courbes convexes et concaves [24]

Pour de plus grandes distances d'impact, la variation des nombres de Nusselt reste similaire à celle rencontrée dans le cas d'un jet en impact sur une plaque plane. On observe toutefois une augmentation des échanges de chaleur au point de stagnation et une décroissance plus forte que dans le cas plan.

2.2 Surface d'impact concave

Dans notre étude, nous nous intéressons notamment à l'aérodynamique et aux transferts de chaleur d'un jet en impact sur une paroi concave.

2.2.1 Aspects aérodynamiques

Dans le cas d'une plaque d'impact concave, beaucoup d'auteurs [15, 26, 42] ont pu observer une zone de recirculation (cf figure I.9). Cette zone est due à l'écoulement quittant la surface d'impact et qui se retrouve entraîné par l'écoulement de la zone de jet libre. Marchand et al. [47] observent également une réduction de la longueur du corps potentiel par rapport au cas plan.

La distance d'impact joue encore une fois un rôle important sur l'écoulement dans la région d'impact. Une oscillation axiale est perceptible pour de faibles distances d'impact et diminue lorsque la distance d'impact augmente et une oscillation radiale apparaît dans le même temps. Les structures tourbillonnaires observées dans le cas convexe n'apparaissent plus.

Dans la zone d'écoulement pariétal, des structures tourbillonnaires sont visibles pour les petites distances d'impact et disparaissent lorsque cette dernière augmente. Cependant, la stabilité de l'écoulement de paroi diminue avec l'augmentation de la courbure relative. Gau et Chung [24] suggèrent que les forces centrifuges, générées par l'effet de courbure de la paroi d'impact provoquent l'instabilité de l'écoulement et créent des structures tourbillonnaires de «Taylor-Görtler» sur l'ensemble de la surface concave. Ces structures sont des tourbillons dont l'axe est dans la direction de l'écoulement.

2.2.2 Transferts de chaleur

En ce qui concerne les échanges de chaleur, on retrouve un échange maximum au point d'impact et des maxima locaux entre 1,5 et 2 pour les petites distances d'impact. L'effet déstabilisant de la paroi concave sur l'écoulement provoque l'apparition des tourbillons de Taylor-Görtler et entraîne une hausse des transferts de masse. Pour le cas d'une paroi d'impact convexe, la courbure a un effet stabilisant grâce aux forces centripètes générées et donc entraîne des transferts de masse moindres. Cependant, on remarque que les échanges de chaleur sont plus faibles d'environ 10% dans le cas d'une paroi concave que dans le cas d'une paroi convexe. Ceci s'explique par la recirculation de l'écoulement qui existe dans le cas d'une paroi concave et entraîne une hausse de la température du fluide près de la paroi. Les coefficients d'échange étant calculés à partir de la température dans le jet, on assiste à une baisse des coefficients d'échange.

L'influence de la courbure relative sur les transferts de chaleur est nulle selon Yang et al. [75]. Selon d'autres auteurs [24, 43], le nombre de Nusselt dans la zone de stagnation augmente proportionnellement avec la courbure relative. Cette augmentation est attri-

buée à une réduction de l'épaisseur de couche limite pour certains et à l'apparition des structures de Taylor-Görtler pour d'autres. L'hypothèse privilégiée est que l'augmentation des transferts de chaleur est due à la réduction du corps potentiel par l'accroissement de la taille du jet, expliquant que les structures de Taylor-Görtler ne peuvent apparaître dans la zone de stagnation. Dans la zone d'écoulement pariétal, les transferts de chaleur augmentent avec la courbure relative car la taille des tourbillons de Taylor-Görtler grandit avec la courbure relative.

3 Cas de plusieurs jets en impact

Dans l'application que nous visons, nous considérons plusieurs jets en impact sur des parois plus ou moins courbes. Les paramètres influents sur les échanges de chaleur deviennent donc plus nombreux. On peut citer ainsi le nombre de jets, leur espacement, leur disposition géométrique et leur rapport de débit d'injection respectifs. Ici encore nous allons présenter quelques considérations aérodynamiques et leurs effets sur les transferts de chaleur.

3.1 Aspects aérodynamiques

Lorsque plusieurs jets viennent en impact sur une même paroi, des interactions se produisent entre les différents écoulements issus des différents jets. D'une manière générale, la décomposition aérodynamique d'un jet unique en trois régions (zone de jet libre, zone d'impact et zone d'écoulement pariétal) reste applicable à chacun des jets pris séparément. Cependant, des interactions entre deux jets voisins deviennent possibles. Ces interactions peuvent se traduire différemment selon la zone dans laquelle elles se produisent. On distingue généralement trois zones d'interaction (cf figure I.11) qui interviennent plus ou moins tôt dans l'écoulement :

- la zone d'interaction entre jets contigus avant impact (zone 1),
- la zone d'interaction entre jets muraux (zone 2),
- la zone d'interaction entre un jet avant impact et l'écoulement dû à l'effet fontaine (zone3).

3.1.1 Interaction entre jets contigus avant impact

La première interaction possible entre deux jets voisins a lieu dans la région de jet libre, avant qu'il ne vienne en impact. Cette interaction se produit lorsque la distance

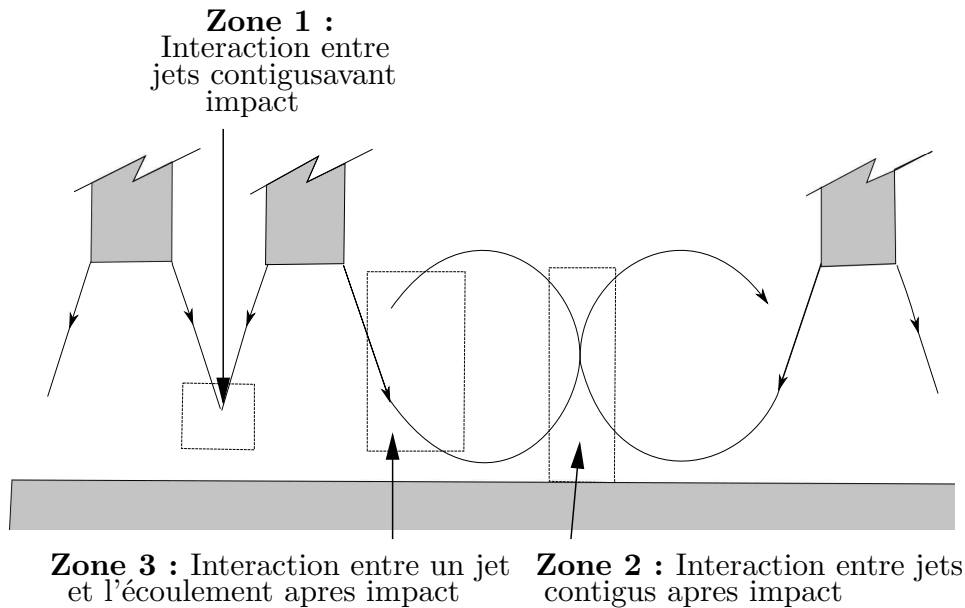


Figure I.11 – Zones d'interaction entre plusieurs jets

entre les jets est faible comparée à leur dimension caractéristique. Les écoulements issus des deux jets se mélangent avant l'impact et on note alors une réduction plus rapide du corps potentiel [23, 28]. Ceci s'explique par une turbulence plus élevée dans la couche de mélange qui s'épaissit au détriment du corps potentiel [62]. Cependant, Yan et Saniei [74] n'observent pas cette réduction de la longueur du corps potentiel.

3.1.2 Interaction entre jets muraux

Le second type d'interaction se situe dans la zone d'écoulement pariétal, après l'impact des jets. Deux écoulements pariétaux se rencontrent et interagissent. La force de cette interaction semble dépendre de l'énergie cinétique des écoulements pariétaux car les effets sont plus forts lorsque la vitesse des écoulements est grande, lorsque la distance entre les jets est faible et lorsque la distance d'impact est faible [14, 28, 41, 61, 74]. Dans cette zone, on observe une augmentation de la turbulence et on peut noter une augmentation de la pression près de la paroi [23]. Ceci favorise le détachement de l'écoulement sur la paroi et provoque un effet fontaine. Il s'agit de l'apparition d'une grande zone de recirculation entre le jet et l'air ambiant lorsqu'on se place dans une configuration confinée. Ainsi, Cho et Rhee [14] ont pu observer deux grandes structures tourbillonnaires. Carcasci [13] a également observé deux structures tourbillonnaires près de la paroi d'impact et deux autres structures près de la paroi d'injection (cf figure I.12).

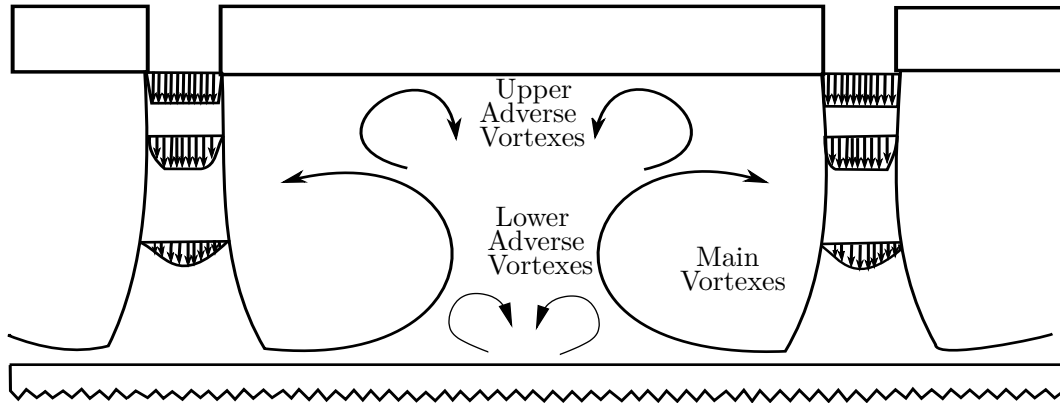


Figure I.12 – Interaction entre jets muraux [13]

Slayzak et al. [64] notent que la position de cette zone d'interaction oscille. La position moyenne dépend des débits respectifs des jets et se déplace vers le jet de moindre débit. Les oscillations autour de cette position sont importantes lorsque les vitesses en jeu sont faibles et la position devient stable pour de plus grandes vitesses de jet. Lorsque la zone d'interaction se déplace vers le jet, cela a pour effet de créer une recirculation de l'écoulement. Lorsque la zone d'interaction se déplace dans la direction opposée, l'écoulement pariétal est recollé à la paroi d'impact.

Un effet de bord est observé lorsque l'on s'approche des bords d'une rangée de jets. La zone d'interaction se déplace vers les jets externes et cet effet semble accentué par des grandes vitesses d'injection et des distances d'impact faibles [18, 31].

3.1.3 Interaction entre un jet avant impact et un écoulement de recirculation

Cette zone d'interaction se situe dans la zone de jet libre, zone non perturbée par la paroi d'impact. Elle se caractérise par un écoulement issu de la recirculation dû à l'effet fontaine qui vient interférer avec un jet avant impact (cf figure I.13). Cette interaction augmente lorsque la distance entre les jets est faible et que la distance d'impact est faible [41]. Elle est essentiellement observable pour des configurations confinées avec plaque d'injection et lorsque l'effet fontaine a lieu [63]. Elle a pour effet de diminuer la longueur du corps potentiel en augmentant la turbulence dans la couche de mélange ainsi que son épaisseur [29]).

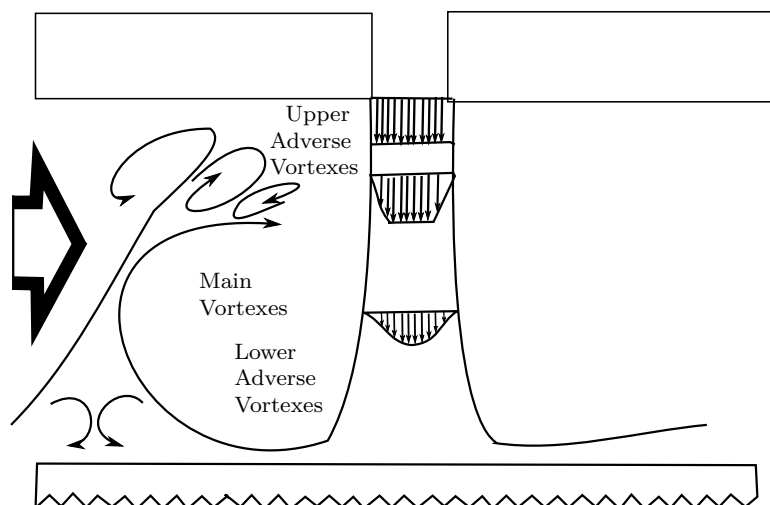


Figure I.13 – Interaction entre un jet avant impact et un écoulement de recirculation [13]

3.2 Transferts de chaleur

Lorsque l'on considère plusieurs jets en impact, on cherche à comparer les distributions obtenues avec celle d'un jet unique en impact. Ainsi, on observe plusieurs différences entre les configurations de jets multiples et de jet unique, principalement selon la distance d'impact.

3.2.1 Petites distances d'impact

Koopman et Sparrow [41] se sont intéressés à une rangée de jets et aux variations du coefficient d'échange selon l'axe y (axe perpendiculaire à la rangée de jet) dans la région d'impact. Ils montrent que, pour des petites distances d'impact ($H/D \leq 4$), ces variations sont proches de celles rencontrées dans le cas d'un jet unique. Le coefficient d'échange augmente depuis le point de stagnation jusqu'à un maximum en $y/D = 0,5$. San et Lai [63] n'observent ce phénomène que pour des nombres de Reynolds d'injection élevés et pour des distances entre les jets inférieures à quatre diamètres de jet. Le maximum local s'expliquerait de la même manière, soit par une accélération du fluide depuis le point d'arrêt, soit par un amincissement de la couche limite.

On remarque également que les échanges de chaleur au point de stagnation varient avec la distance entre les jets. Ainsi, les échanges de chaleur augmentent avec la distance entre les jets, passent par un maximum puis diminuent (cf figure I.14). La position de ce maximum selon la distance entre les jets dépend de la distance d'impact. Cette influence est attribuée à l'effet fontaine qui vient perturber les jets avant l'impact.

Pour des nombres de Reynolds suffisamment élevés ($\geq 10\,000$) et pour des distances entre les jets supérieures à quatre fois le diamètre de l'injecteur, on retrouve également un second maximum local pour $y/D = 1,5$, comme dans le cas de l'impact d'un jet unique. On constate également la présence d'un troisième maximum local pour $y/D = 2$. La valeur de ce troisième maximum augmente avec le nombre de Reynolds de l'injection et diminue avec la distance entre les jets. Ce pic dépasse même la valeur au point de stagnation dans certains cas (petites distances entre les jets et faibles distances d'impact). Ce maximum trouve son origine dans la zone d'interaction entre les jets pariétaux qui entraînent un brassage important de l'écoulement. Certains auteurs [64] précisent que ce maximum n'est observé que lorsque l'interaction entre les jets a lieu avant la transition vers la turbulence de l'écoulement pariétal et que les oscillations de la zone d'interaction augmentent les transferts de chaleur.

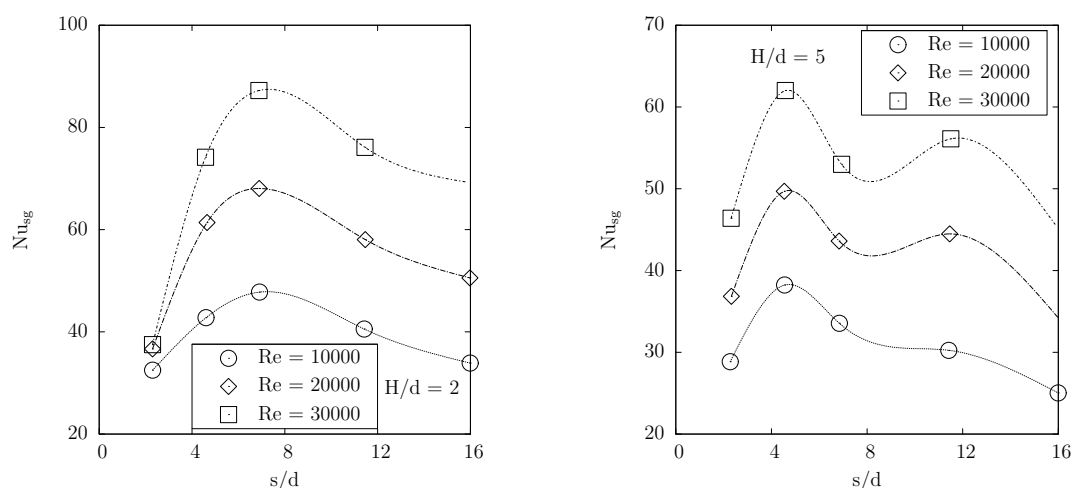


Figure I.14 – Distribution du nombre de Nusselt avec plusieurs jets en impact [63]

3.2.2 Grandes distances d'impact

Dans le cas des grandes distances d'impact ($H/D \geq 4$), Koopman et Sparrow [41] ainsi que Goldstein et Timmers [29] ne constatent plus de minimum local au point de stagnation. Cette absence peut s'expliquer par l'interaction entre les jets avant impact. Ainsi, la turbulence de la couche de mélange se développe plus facilement et réduit la longueur du corps potentiel. De plus, pour des distances d'impact très grandes, les échanges de chaleur dans la région d'impact sont plus faibles pour une rangée de jets en impact que pour un jet unique. Cette diminution s'explique par l'interaction entre les jets avant impact. On note aussi la disparition du deuxième maximum local.

Dong et al. [18] observent également l'apparition d'un minimum local du coefficient d'échange entre deux jets qui diminue lorsque la distance entre les jets augmente. L'interaction entre deux jets avant impact se produisant plus tôt avant l'impact, son effet est limité ce qui expliquerait la présence de ce minimum à la place du maximum observé pour les petites distances d'impact (cf figure I.14).

De manière générale, lorsque la distance d'impact augmente, les niveaux observés des échanges de chaleur diminuent et sont plus uniformes. Ceci s'explique par les interactions entre jets avant impact qui augmentent lorsque la distance d'impact augmente et lorsque la distance entre les jets augmente. La variation du coefficient d'échange de chaleur en fonction de la distance entre les jets évolue de façon particulière. Lorsque la distance entre les jets augmente, l'interaction entre les jets avant impact diminue et les échanges de chaleur augmentent. Puis, lorsque cette interaction n'existe plus, c'est l'interaction entre les écoulements pariétaux qui augmente l'effet fontaine. Ceci a pour effet de venir perturber les jets avant impact et de faire chuter les échanges de chaleur. Enfin l'effet fontaine diminue avec l'augmentation de la distance entre les jets et les coefficients d'échange augmentent car les jets sont moins soumis aux interactions entre les écoulements.

4 Conclusion

Dans le cas industriel duquel nous essayons de nous rapprocher, la géométrie est très complexe. Des écoulements transverses dus à l'alimentation et à l'évacuation de l'air sont créés. Ainsi, les jets ne sont pas issus de longs tubes et ne possèdent pas nécessairement les mêmes caractéristiques. Une injection courte est plus représentative de l'alimentation du cas réel. De même, le jet débouche généralement dans un écoulement transversal cisailant.

Ce dernier aspect est très largement traité notamment dans les problématiques de film-cooling. Néanmoins, les quantités de mouvement mises en jeu pour ces écoulements transversaux dans les configurations de film-cooling sont comparables avec celles du jet débouchant. Dans l'application que nous visons ici, les écoulements transversaux sont faibles comparés au jet débouchant. De manière générale, plus l'écoulement transversal est important, plus le jet est dévié et plus les transferts de chaleur augmentent.

Certains auteurs [8] ont étudié une injection courte et observent peu de différences avec un jet issu d'un tube long si ce n'est une légère augmentation des échanges de chaleur dans la région d'impact. Cependant, la direction principale de l'écoulement en amont de l'injection est la même que la direction du jet. D'autres auteurs ont considéré

Chapitre I. Étude bibliographique

plusieurs jets avec une alimentation amont perpendiculaire à l'axe des injecteurs. Dans ces configurations, la totalité de l'écoulement amont passe par les injecteurs et de grandes zones de recirculation existent en amont des injecteurs. De plus, aucune mesure de vitesse n'est disponible et il est très difficile de connaître le rapport de débit entre chaque jet.

Dans la présente étude, l'essentiel de notre travail se concentre sur un jet unique, circulaire, avec une injection courte, en impact sur une plaque plane. L'alimentation de ce jet est perpendiculaire à l'injecteur et seule une partie de cet écoulement est prélevée pour l'injection afin de limiter les éventuels effets de bord. Le jet débouche dans un espace confiné dans lequel est présent un écoulement transversal plus faible. Nos mesures expérimentales sont des mesures de vitesse et de température pour cette configuration. Les résultats attendus, en se basant sur les observations faites dans ce chapitre, présenteront donc une influence certaine due au confinement et à l'écoulement transversal sur la topologie du jet. Les observations attendues sont donc un jet avec un corps potentiel plus long et dévié par l'écoulement transversal, et une topologie caractéristique selon la distance d'impact. Les échanges de chaleur devraient présenter une légère baisse et une distribution semblable à celle observée par les différents auteurs, soit, par exemple, une distribution non-monotone pour les petites distances d'impact. Seul l'effet de l'écoulement cisailant en amont de l'injection reste imprévisible.

Nous considérons également plusieurs jets en impact sur surface plane et concave en se basant sur le principe d'une alimentation des jets par écoulement cisailant en amont de l'injection. Nous nous intéressons uniquement aux échanges de chaleur pour ces configurations. Les effets de courbure et d'interactions entre les jets sur la distribution des coefficients d'échanges de chaleur seront très présents et cette fois encore l'influence de l'injection par écoulement cisailant demeure inconnue.

Chapitre II

Dispositifs d'essais et méthodes expérimentales

Le refroidissement des aubes de turbine par impact de jet est influencé par de nombreux facteurs géométriques et aérodynamiques, comme nous venons de le voir dans la partie bibliographique de cette étude. Les échanges thermiques sont en effet fortement pilotés par la topologie des écoulements mis en cause. Dans des cas complexes, il devient difficile de distinguer les différentes influences et de les quantifier. Nous cherchons cependant à représenter une géométrie complexe proche du cas industriel, c'est pourquoi nous allons nous intéresser à trois configurations de jet(s) en impact. Nous allons présenter ces configurations et les méthodes expérimentales que nous avons utilisées pour les mesures de coefficients d'échange thermique et pour les mesures de vitesse. Nous avons également introduit la méthodologie des plans d'expériences dans le but de pouvoir sonder les différentes influences de cette étude et de réduire le nombre de mesures à réaliser dans cette étude multifactorielle.

Nous voulons donc nous rapprocher de la géométrie réelle rencontrée dans le refroidissement des aubes de turbine basse pression par impact de jets (cf figure II.1). Il s'agit d'un dispositif comprenant une chemise interne à l'aube (en rouge sur la figure II.1), chemise percée de plusieurs trous sur le bord d'attaque ainsi que sur l'intrados et l'extrados, et alimentée en air frais par un écoulement principal (en bleu sur la figure II.1). Les jets issus des trous vont venir en impact sur la paroi interne de l'aube pour la refroidir. L'espace situé entre la paroi externe de la chemise et la paroi interne de l'aube correspond à l'entrefer. L'air issu des jets va ensuite être évacué en parcourant l'entrefer du bord d'attaque au bord de fuite (en rouge sur la figure II.1).

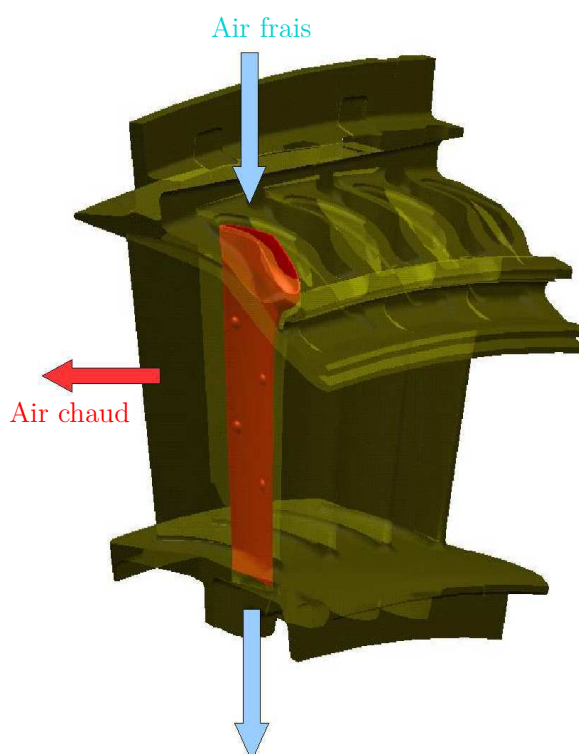


Figure II.1 – Aubage et chemise (en rouge)

Nous décomposons notre étude en trois parties (cf figure II.2). Dans un premier temps, nous nous intéresserons à l'impact d'un jet unique sur plaque plane avec écoulement cisaillant amont et aval (zone 1 sur la figure II.2). Ce travail correspond à la configuration intrados/extrados de l'aube. L'impact d'une rangée de jets sur plaque courbe occupe la deuxième partie de l'étude et se veut plus proche de la géométrie rencontrée au bord d'attaque de l'aube (zone 2 sur la figure II.2). Enfin, la troisième partie consiste à représenter un aubage complet (zone 3 sur la figure II.2). La majorité des études bibliographiques se concentrent principalement sur des jets issus d'un tube long. Or, la volonté de notre étude est de se rapprocher de la géométrie réelle d'une aube de turbine refroidie par impacts de jets. Nous décidons alors de considérer dans les trois parties de notre étude, une injection à travers une paroi mince. L'alimentation de cette injection se fait par prélèvement sur un écoulement cisaillant en amont des trous d'injection. Cet écoulement simule l'alimentation en air frais. C'est là le caractère original de notre étude que nous mettons en avant dans les trois configurations étudiées. Nous avons également représenté dans la première partie de l'étude, l'écoulement de l'évacuation de l'air après impact du bord d'attaque au bord de fuite.

II.1 Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane

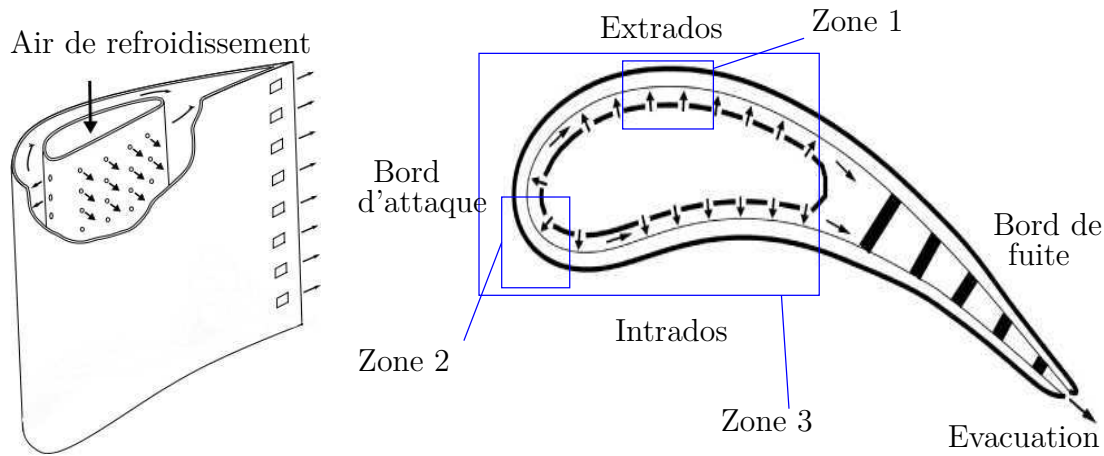


Figure II.2 – Schémas d'une aube

1 Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane alimenté par un écoulement cisailant

La première partie de notre étude porte donc sur l'impact d'un jet unique sur une plaque plane. Nous allons y ajouter l'influence d'un écoulement cisailant en amont et en aval de l'injection pour se rapprocher le plus possible de la configuration industrielle. Les paramètres de l'étude et leur domaine de validité sont eux aussi ciblés pour représenter le mieux possible le cas industriel.

1.1 Montage expérimental

L'architecture et la géométrie complexes liées au refroidissement des aubes de turbine nous amènent à considérer un nombre important de paramètres géométriques et fluidiques. Nous allons dans un premier temps décrire le dispositif expérimental utilisé dans cette partie pour présenter ces différents paramètres et les moyens de mesure utilisés.

1.1.1 Veine d'essai

La veine d'essai de ce montage expérimental se compose d'une chemise de section $12 \times 60 \text{ mm}^2$ percée d'un trou d'injection unique de diamètre D de 10 mm (cf figure II.3). La paroi percée s'appelle la plaque d'injection (en gris clair). Elle est d'épaisseur variable e de l'ordre du diamètre D du trou de l'injection. L'écoulement dans la chemise, allant du haut vers le bas selon l'axe vertical y et que nous appellerons aussi écoulement principal (en vert), se caractérise par un nombre de Reynolds Re_{chem} . Une partie de cet écoulement

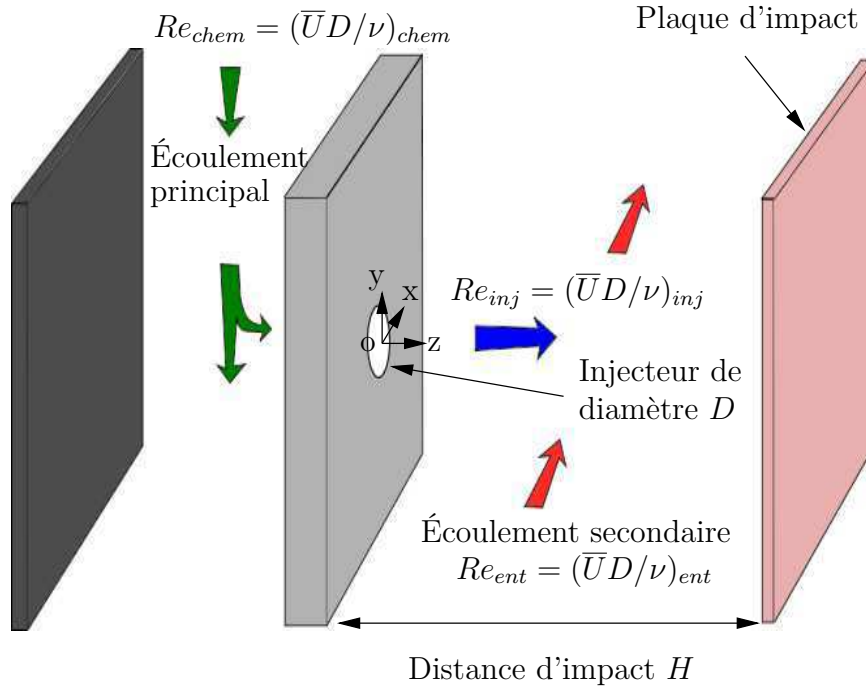


Figure II.3 – Schéma de la veine d'essai

passé par le trou d'injection et forme un jet suivant l'axe z (en bleu). Ce jet est caractérisé par un nombre de Reynolds Re_{inj} et vient en impact sur une paroi plane chauffante de $300 \times 300 \text{ mm}^2$ (en rose). L'espace entre la plaque d'injection et la plaque d'impact forme l'entrefer. Il s'agit d'un conduit à l'entrée duquel nous pouvons imposer un écoulement suivant l'axe y caractérisé par le nombre de Reynolds Re_{ent} . L'écoulement dans l'entrefer, que nous appellerons également écoulement secondaire (en rouge), a pour but de simuler l'évacuation de l'air après impact du bord d'attaque au bord de fuite, observée dans le cas réel. L'entrefer a une section rectangulaire de $300 \times H \text{ mm}^2$ avec H la distance d'impact (distance entre la plaque d'injection et la plaque d'impact) donnée en millimètre. Les paramètres de notre étude sont les suivants :

- H/D couvrant la gamme $0 \leq H/D \leq 10$,
- Re_{chem} se basant sur la vitesse moyenne du fluide à l'entrée de la chemise et le diamètre hydraulique de la section de la chemise, et allant jusqu'à $Re_{chem} = 60\,000$,
- e/D que l'on fait varier en utilisant des plaques d'injection d'épaisseur différente,
- Re_{ent} se basant sur la vitesse moyenne du fluide à l'entrée de l'entrefer et le diamètre hydraulique de la section de l'entrefer, et pouvant aller jusqu'à $Re_{ent} = 1\,000$,
- Re_{inj} se basant sur la vitesse moyenne dans le trou d'injection et son diamètre D , et pouvant aller jusqu'à $Re_{inj} = 23\,000$.

II.1 Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane

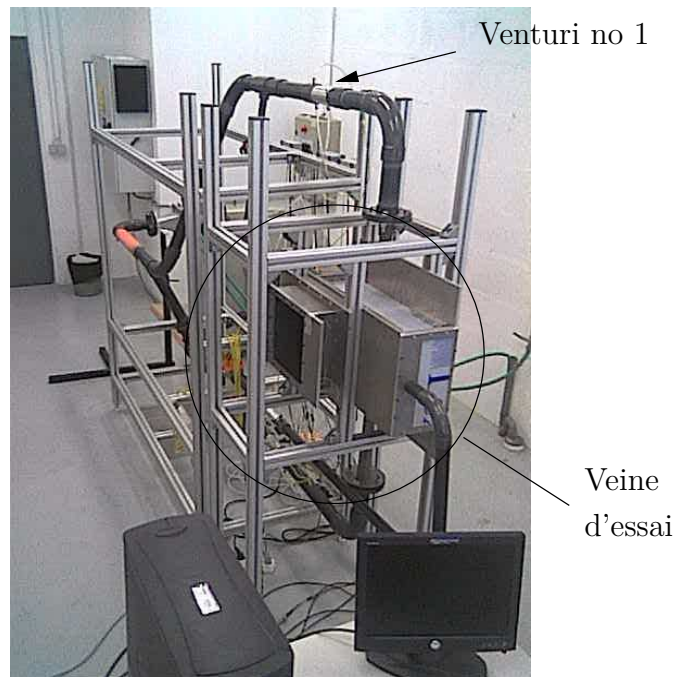


Figure II.4 – Photographies du dispositif expérimental

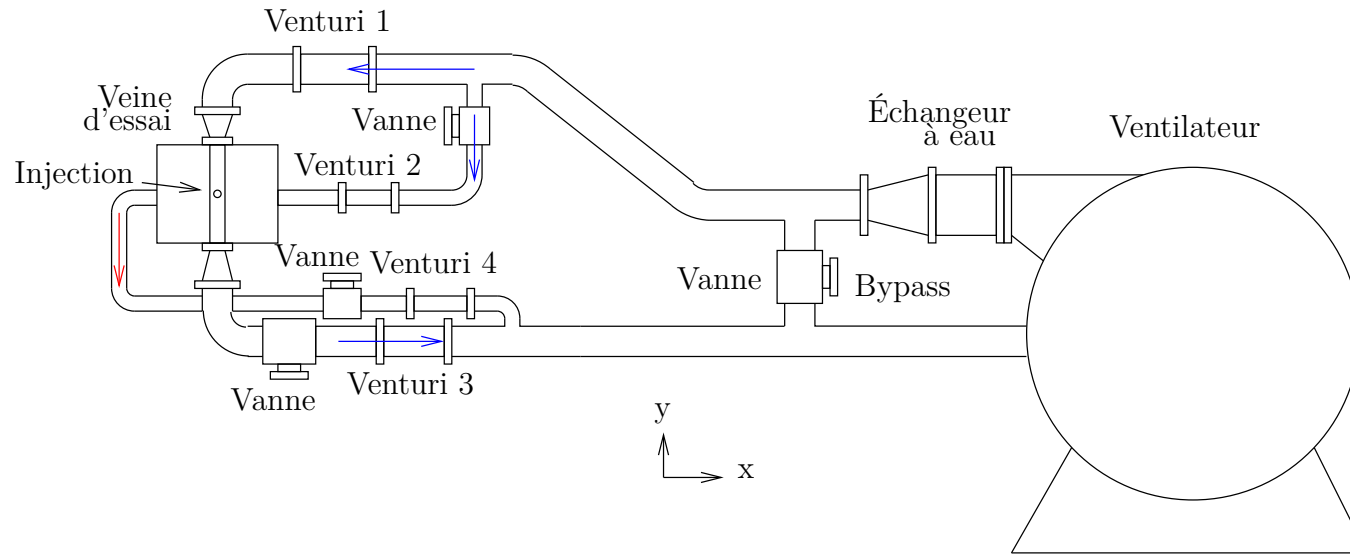


Figure II.5 – Schéma du dispositif expérimental

II.1 Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane

1.1.2 Contrôle et mesure des débits

La veine d'essai comprend donc deux entrées (une pour la chemise et une pour l'entrefer) qui sont alimentées par un ventilateur centrifuge MEIDINGER 20 000 Pa relié à un variateur de fréquence, et deux sorties (une pour la chemise et une pour l'entrefer également) comme représenté en figure II.5 et II.4. Ce ventilateur est capable de fournir un débit nominal de 250 m³/h soit 0,09 kg/s. Un échangeur à eau LYTRON est positionné à sa sortie afin de maintenir l'air dans le circuit à la température ambiante. Le circuit se sépare en deux branches qui vont alimenter les entrées de la chemise et de l'entrefer. Les sorties de la chemise et de l'entrefer vont ensuite se rejoindre en une même branche reliée à l'entrée du ventilateur. Un système de bypass est introduit entre l'entrée et la sortie du ventilateur afin de mieux lutter contre les pertes de charge à l'intérieur du circuit. Le banc d'essai fonctionne donc en circuit fermé, condition qui va nous permettre de réduire les problèmes liés à l'ensemencement de l'écoulement en vue des mesures de vitesse. Les débits en entrée et en sortie des différentes branches sont contrôlés par des vannes situées à l'entrée de la chemise, à l'entrée de l'entrefer et à la sortie de la chemise. Chacune des branches est équipée de débitmètres venturi réalisés par nos soins et étalonnés *in situ*. Ils décrivent ainsi les conditions réelles de l'expérience et de sa géométrie. Ces débitmètres sont reliés à des capteurs de pression absolue et différentielle et à des thermocouples de type K. L'étalonnage effectué à l'aide de débitmètres à flotteur nous fournit les coefficients de décharge (cf figure II.6) qui apparaissent dans l'expression suivante du débit :

$$Q = C_d S_2 \sqrt{\frac{2\rho_{air} \Delta P}{1 - (S_1/S_2)^2}} \quad (\text{II.1})$$

Avec Q = débit masse (kg/s)

C_d = coefficient de décharge

ρ_{air} = masse volumique de l'air (kg/m³)

ΔP = différence de pression mesurée (Pa)

S_1 = grande section du venturi (m²)

S_2 = petite section du venturi (m²)

Les débitmètres venturi sont numérotés de la manière suivante : n° 1 pour l'entrée de la chemise, n° 2 pour l'entrée de l'entrefer, n° 3 pour la sortie de la chemise, et n° 4 pour la sortie de l'entrefer. Les débitmètres venturi n° 1 et 3 sont identiques et sont reliés à des convertisseurs de pression différentielle JUMO de 0-10 mbar. Les convertisseurs de

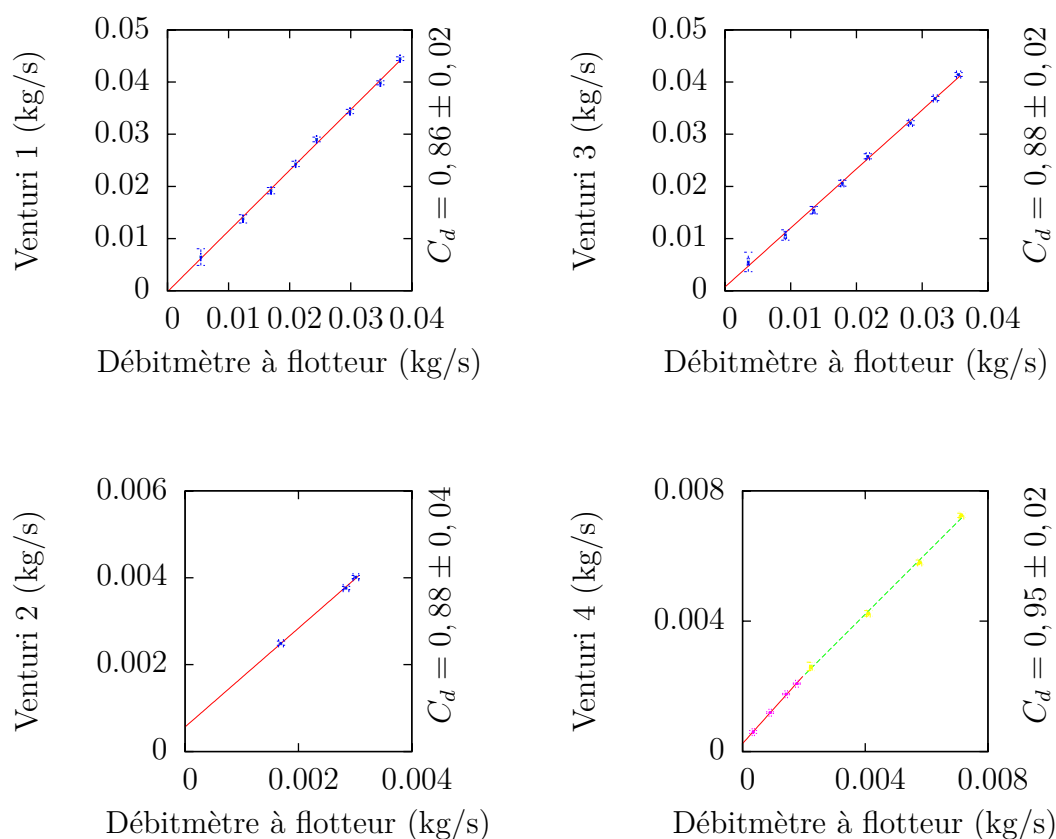


Figure II.6 – Courbe d'étalonnage des débitmètres venturi

pression absolue utilisés pour les quatre débitmètres sont des capteurs JUMO de 800-1200 mbar. Le débitmètre n° 2 est relié à un capteur de pression différentielle Druck de 0-1,25 mbar et le n° 4 à un capteur différentiel JUMO 0-6 mbar ainsi qu'à un capteur différentiel Druck de 0-0,5 mbar puisque un seul capteur ne suffit pas à couvrir la gamme de débit (trop d'imprécision pour les petits débits).

Débitmètre	Capteur différentiel	Diamètre entrée/col (mm)	C_d
venturi n° 1	JUMO 0-10 mbar	51,2/32,6	0,86
venturi n° 2	JUMO 0-6 mbar Druck 0-0,5 mbar	32,6/16	0,88
venturi n° 1	JUMO 0-10 mbar	51,2/32,6	0,88
venturi n° 4	Druck 0-1,25 mbar	26/17,2	0,95

Tableau II.1 – Caractéristiques des débitmètres

Les capteurs de pression et de température des débitmètres sont reliés à une centrale d'acquisition HP 3497 A de manière à suivre les débits que l'on impose dans les diffé-

II.1 Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane

rentes branches du montage. Un thermocouple posé sur la partie chauffante de la plaque d'impact, ainsi que les mesures de la tension et de l'intensité fournies au circuit électrique, complètent le système de contrôle. Un programme de communication et d'acquisition de données a été élaboré sous LabView. L'inconvénient de ce dispositif d'essai est qu'il ne permet pas de déterminer la température du jet étant donné qu'il est difficile de procéder à une mesure de température dans l'injecteur. Cependant, elle peut être approchée en considérant la moyenne des températures de l'écoulement dans la chemise en amont et en aval de l'injection relevées au niveau des débitmètres venturi n° 1 et 3 (cf figure II.5). Ces deux températures ont un écart inférieur à 1 °C. La température du jet est donc donnée avec une précision de 0,5 °C.

1.1.3 Plaque d'impact

La plaque chauffante que le jet vient refroidir est une plaque en résine d'époxy de dimension 300x300 mm² et d'épaisseur 0,8 mm sur laquelle est gravé un circuit électrique d'une épaisseur de 35 μm. La forme du circuit imprimé est en spirale et nous permet d'assurer un chauffage à flux homogène sur la surface de la spirale et de ne pas introduire de direction privilégiée pour la conduction thermique dans la plaque. Le circuit électrique est en réalité une double spirale d'Archimède (cf figure II.7) constituée de 29 spires incluses dans un disque de 230 mm de diamètre. Ces spires sont caractérisées par une distance entre les spires de 2 mm avec une largeur de gravure de l'interpiste de 0,2 mm. Le cuivre possède une résistivité électrique de $1,78 \cdot 10^8 \Omega \cdot m$ ce qui donne au circuit une résistance électrique de 13,4 Ω à 20 °C. La surface cuivrée représente $40,408 \cdot 10^{-3} m^2$ et le circuit est relié à une alimentation en puissance HP 6012A capable de délivrer 1 000 W. Les deux faces de cette plaque sont peintes en noir avec une peinture dont l'émissivité est connue et vaut $\varepsilon = 0,95 \pm 0,02$.

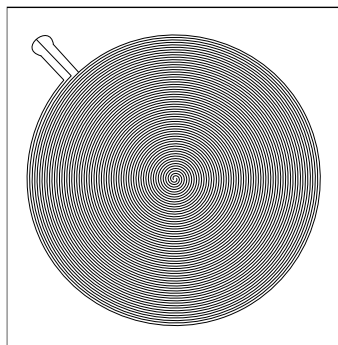


Figure II.7 – Plan de la plaque chauffante

1.2 Méthode d'analyse thermique

Le dispositif permet de réaliser des mesures par thermographie infrarouge afin de remonter aux grandeurs caractéristiques des échanges de chaleur.

1.2.1 Thermographie infrarouge

Le jet vient en impact sur la face avant de la plaque d'impact, face sur laquelle se situe le circuit électrique (cf figure II.8). La caméra infrarouge située à l'extérieur de la veine d'essai vient donc visualiser les températures sur la face arrière de la plaque d'impact. C'est une caméra matricielle CEDIP Jade MWIR dont la matrice est composée de 320x240 détecteurs en antimoniure d'indium (InSb) de bande spectrale comprise entre 3,6 et 5,1 μm . Ces capteurs restituent un signal proportionnel au flux rayonné (température de l'objet) et au temps d'intégration (ce dernier dépend de la gamme de température adoptée lors de la mesure). Lors de nos essais, le positionnement de la caméra entraîne une résolution d'environ 1 mm^2 par pixel. La matrice de capteurs est refroidie par un moteur Stirling pour une température de fonctionnement de 77 K. En ce qui concerne les mesures de température absolue, la sensibilité pour une surface à 30 °C est de 25 mK et l'erreur globale est inférieure à 2 °C pour une mesure jusqu'à 100 °C et égale à 2% de la mesure pour des températures supérieures. Lors des essais, les températures mesurées sont comprises entre 15 et 95 °C et les gammes de températures utilisées pour l'étude sont 5-40 °C et 40-110 °C. Les cartographies de température sont moyennées à partir d'un échantillonnage de 100 images pendant 10 s, échantillonnage effectué à une fréquence de 50 Hz en ne gardant qu'une image sur cinq afin de minimiser le bruit de mesure. Ceci nous permet donc d'accéder à des mesures en régime stationnaire.

Type de détecteurs	InSb
Bande spectrale	3,6 - 5,1 μm
Gammes de températures mesurables	-20 °C à +1300 °C
Sensibilité	25 mK à 30 °C
Erreur globale	2 °C jusqu'à 100 °C 2% de la température mesurée pour des températures supérieures
Fréquence d'acquisition	5 - 145 Hz pour une image de 320x240 pixels 700 Hz maximum pour 160x120 pixels 2800 Hz maximum pour 64x123 pixels
Numérisation du signal	14 bits

Tableau II.2 – Caractéristiques de la caméra

II.1 Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane

1.2.2 Bilan de flux thermique

Le jet vient en impact sur la face avant de la plaque chauffante, face sur laquelle est gravé le circuit électrique chauffant. La caméra infrarouge visualise les champs de température sur la face arrière de la plaque d'impact. Pour remonter aux informations sur la face soumise à l'impact de jet, on s'intéresse à l'équation de bilan de flux de chaleur donnés en $W.m^{-2}$ sur la plaque :

$$\dot{q}_{conv,av} = \dot{q}_{elec} - \dot{q}_{conv,arr} - \dot{q}_{rad,av} - \dot{q}_{rad,arr} \quad (II.2)$$

avec \dot{q}_{elec} le flux de chaleur généré par le circuit électrique chauffant,

$\dot{q}_{conv,av}$ le flux convectif en face avant, soit le flux recherché,

$\dot{q}_{conv,arr}$ le flux convectif en face arrière,

$\dot{q}_{rad,av}$ le flux radiatif en face avant,

$\dot{q}_{rad,arr}$ le flux radiatif en face arrière.

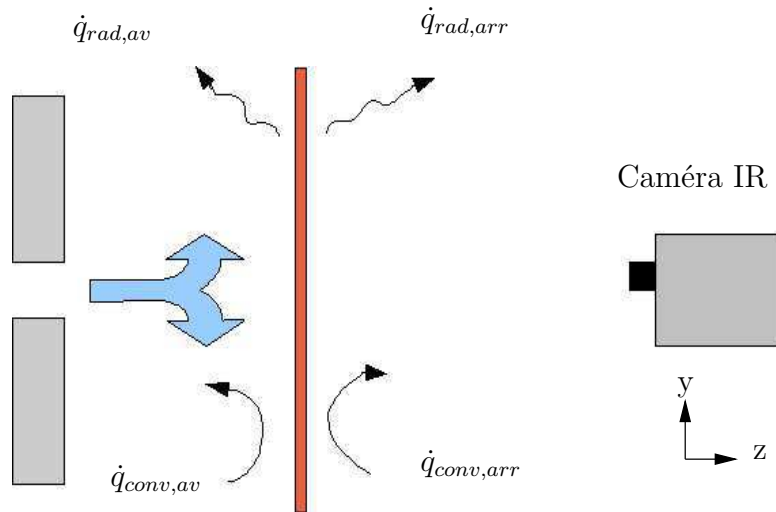


Figure II.8 – Bilan des différents flux thermiques sur la plaque d'impact

Il est nécessaire pour résoudre cette équation de connaître, avant toute chose, les échanges convectifs en face arrière. Pour y accéder, une plaque d'isolant est placée sur la face avant, les termes convectif et radiatif en face avant sont ainsi éliminés de l'équation (II.2). En supposant négligeable le terme dissipé à travers l'isolant, on obtient alors l'équation suivante :

$$\dot{q}_{conv,arr} = \dot{q}_{elec} - \dot{q}_{rad,arr} \quad (II.3)$$

Chapitre II. Dispositifs d'essais et méthodes expérimentales

où les flux convectifs et radiatifs sont définis de la manière suivante :

$$\dot{q}_{rad,arr} = \varepsilon\sigma(T_{P,arr}^4 - T_{amb}^4) \quad (\text{II.4})$$

$$h_{arr} = \frac{\dot{q}_{conv,arr}}{T_{P,arr} - T_{ref}} \quad (\text{II.5})$$

avec h_{arr} le coefficient d'échange convectif en face arrière en $W.m^{-2}.K^{-1}$,

$T_{P,arr}$ la température de paroi en face arrière en K ,

T_{amb} la température ambiante en K ,

T_{ref} la température de référence en K ,

ε l'émissivité de la face arrière ($\varepsilon = 0,95 \pm 0,02$),

σ la constante de Stefan-Boltzmann ($\sigma = 5,67.10^{-8}W.m^{-2}.K^{-4}$).

On posera la température de référence égale à la température ambiante en ce qui concerne la détermination des échanges sur la face arrière. Une cartographie précise du coefficient d'échange convectif en face arrière est ainsi obtenue (cf figure II.9). On note que ce coefficient n'excède pas $4 W.m^{-2}.K^{-1}$. Cependant, cette distribution découle d'un chauffage homogène qui fournit une température en face arrière quasi uniforme. Or, la distribution du coefficient d'échange dépend de la distribution de la température de paroi en face arrière, et cette dernière ne sera plus uniforme lorsque le refroidissement en face avant aura lieu. Cela entrainera une légère variation sur la répartition de h_{arr} qui aura à son tour une répercussion sur le flux convectif échangé en face avant $\dot{q}_{conv,av}$. Pour limiter

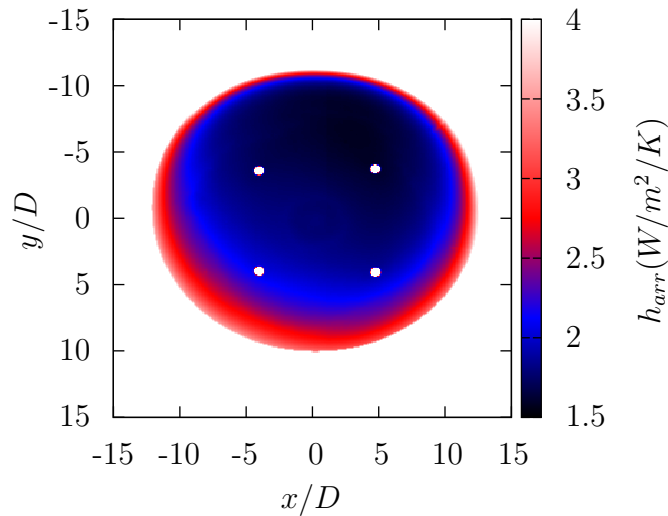


Figure II.9 – Cartographie du coefficient d'échange convectif en face arrière

II.1 Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane

cet effet néfaste sur la précision des résultats, $\dot{q}_{conv,arr}$ doit rester petit devant $\dot{q}_{conv,av}$. Nous verrons plus loin que c'est le cas dans notre étude.

On détermine ensuite les températures en face avant par conduction dans l'épaisseur de la plaque chauffante (II.6) car les coefficients d'échanges considérés amène le nombre de Biot à varier entre 0,2 et 2.

$$T_{P,av} = T_{P,arr} + \frac{t}{\lambda}(\dot{q}_{conv,arr} + \dot{q}_{rad,arr}) \quad (\text{II.6})$$

avec t l'épaisseur de la plaque d'impact ($t = 0,8$ mm), et λ la conductivité thermique de la plaque d'impact dans le sens de l'épaisseur ($\lambda = 0,32 \text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1} \pm 2,4\%$). On définit ensuite les échanges radiatif et convectif en face avant de la même manière que pour la face arrière.

$$\dot{q}_{rad,av} = \varepsilon\sigma(T_{P,av}^4 - T_{amb}^4) \quad (\text{II.7})$$

$$h_{av} = \frac{\dot{q}_{conv,av}}{T_{P,av} - T_{ref}} \quad (\text{II.8})$$

avec T_{ref} que l'on prendra égale à la température adiabatique de paroi T_{adiab} , température de la paroi avant lorsque l'on impose un flux nul.

1.2.3 Détermination des échanges convectifs en face avant

L'équation (II.8) peut également s'écrire sous la forme suivante :

$$T_{P,av} = \frac{\dot{q}_{conv,av}}{h_{av}} + T_{ref} \quad (\text{II.9})$$

Le but de cette écriture est d'obtenir une équation sur laquelle on puisse appliquer une régression linéaire simple de type $y = ax + b$. Ainsi la méthode exposée par Fénot et al. [22] décrit cette régression linéaire sur quatre couples de valeurs $(\dot{q}_{conv,av}, T_{P,av})$ pour déterminer en chaque pixel les valeurs de h_{av} et de T_{adiab} . La qualité de cette régression peut être appréciée par le biais du coefficient de régression r^2 qui est égal à 1 pour une régression parfaite.

$$h_{av} = \frac{1}{a} = \frac{1}{\left(\frac{n \sum (\dot{q}_{conv,av} \times T_{P,av}) - \sum \dot{q}_{conv,av} \times \sum T_{P,av}}{n \sum \dot{q}_{conv,av}^2 - (\sum \dot{q}_{conv,av})^2} \right)} \quad (\text{II.10})$$

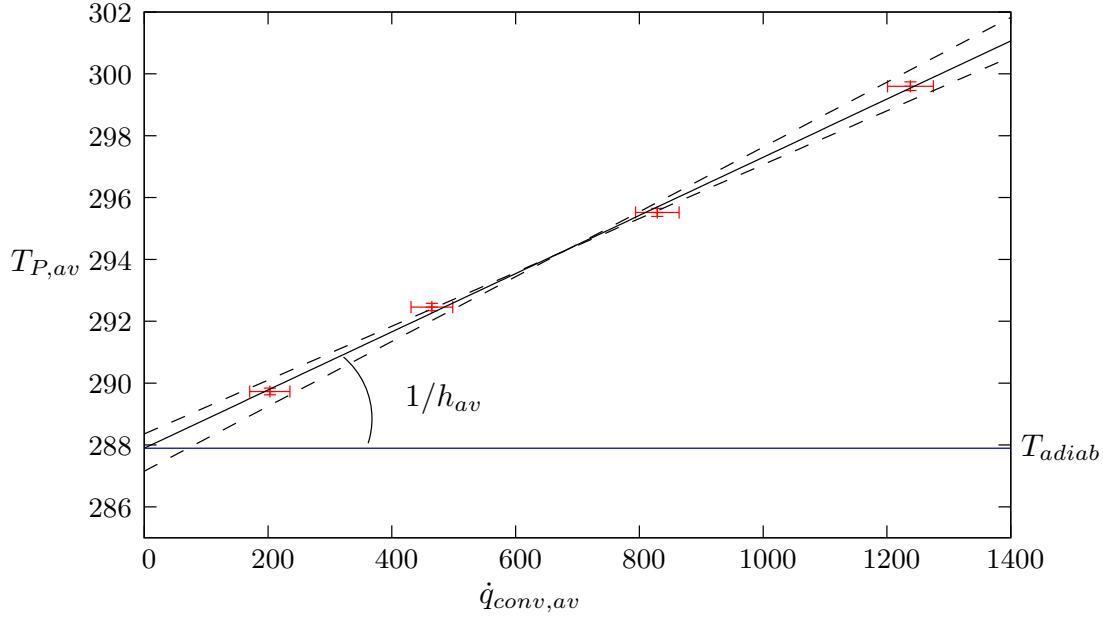


Figure II.10 – Détermination de h_{av} et de T_{adiab}

$$T_{adiab} = b = \frac{\sum \dot{q}_{conv,av}^2 \times \sum T_{P,av} - \sum \dot{q}_{conv,av} \times \sum (\dot{q}_{conv,av} \times T_{P,av})}{n \sum \dot{q}_{conv,av}^2 - (\sum \dot{q}_{conv,av})^2} \quad (\text{II.11})$$

$$r^2 = \frac{(n \sum (\dot{q}_{conv,av} \times T_{P,av}) - \sum \dot{q}_{conv,av} \times \sum T_{P,av})^2}{(n \sum \dot{q}_{conv,av}^2 - (\sum \dot{q}_{conv,av})^2) \times (n \sum T_{P,av}^2 - (\sum T_{P,av})^2)} \quad (\text{II.12})$$

avec n le nombre de points utilisés pour la régression (4 dans notre cas),

a la pente de la droite de régression,

b l'ordonnée à l'origine de la droite de régression (cf figure II.10).

Nous présentons en figure II.11 des exemples de cartographies des grandeurs $h_{av}/$ normalisé par sa valeur au point de stagnation h_0 , T_{adiab} et r^2 en face avant. Nous pouvons ainsi nous intéresser en particulier à la répartition du coefficient de régression r^2 qui atteste de la qualité de la régression linéaire. Nous observons que, de manière générale, ce coefficient est important ($\geq 0,99$), donc que les résultats sur h_{av} et T_{adiab} sont fiables. Ces coefficients sont moins proches de la régression parfaite (proches de 1) sur les bords de la plaque d'impact. Nous constatons que c'est surtout dans la zone de stagnation que la régression linéaire est de bonne qualité. Par la suite, nous verrons que les résultats auxquels nous nous intéressons concerne essentiellement cette zone.

II.1 Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane

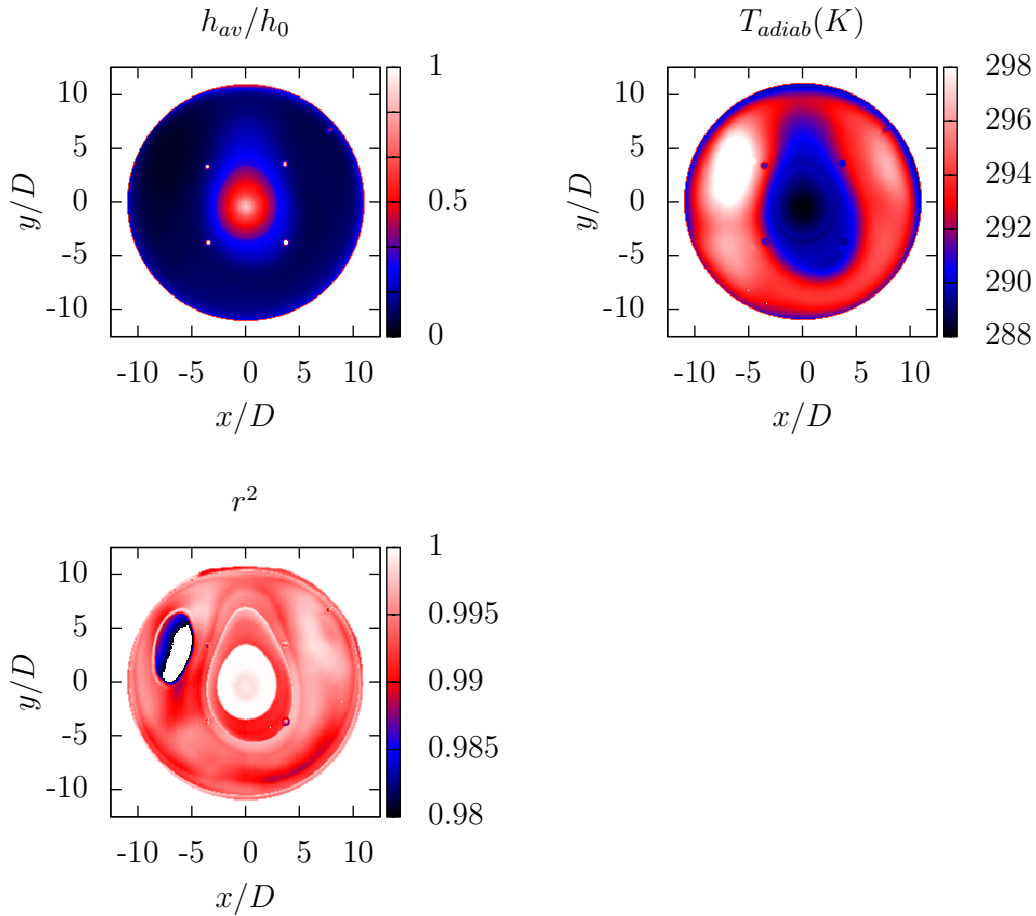


Figure II.11 – Exemples de cartographies des grandeurs h_{av}/h_0 , T_{adiab} et r^2 en face avant ($H/D = 2$, $Re_{chem} = 20\ 000$, $e/D = 0,8$, $Re_{ent} = 0$ et $Re_{inj} = 5\ 000$)

Les coefficients d'échange convectif en face avant peuvent être exprimés par la suite sous la forme adimensionnée du nombre de Nusselt.

$$Nu = \frac{h_{av}D}{\lambda_{air}} \quad (\text{II.13})$$

avec D le diamètre hydraulique de l'injection et λ_{air} la conductivité thermique de l'air à la température du jet.

1.2.4 Incertitudes de mesures

Afin d'estimer l'erreur commise sur le coefficient d'échange convectif en face avant, soit la principale valeur d'intérêt de notre étude, ainsi que sur les autres grandeurs, une étude d'incertitude des divers paramètres de l'étude a été réalisée par la méthode statistique.

Chapitre II. Dispositifs d'essais et méthodes expérimentales

Grandeurs	Incertitudes globales	Incertitudes aléatoires
$T_{p,arr}$	0,2 (K)	0,02 (K)
$T_{amb} = T_{inj}$	1 (K)	0,1 (K)
\dot{q}_{elec}	2% de la mesure	-
h_{arr}	0,5 (W/m ² /K)	0,21 (W/m ² /K)
ε	0,02	-
λ_p	0,005 (W/m/K)	-

Tableau II.3 – Incertitudes estimées des grandeurs de mesure (indice de confiance de 99%)

Nous avons distingué l'erreur aléatoire, correspondant à l'erreur de dispersion, c.-à-d. à l'erreur commise entre deux mesures d'une grandeur donnée, de l'erreur globale qui prend en compte l'erreur aléatoire et l'erreur systématique (étalonnage, méthodes de calcul, ...). Pour cela, nous avons évalué les incertitudes maximales des grandeurs mesurées (cf tableau II.3). Ces incertitudes doivent ensuite être divisées par le facteur approprié pour trouver les incertitudes-types. Le facteur que nous utilisons ici est égal à 2,58, ce qui nous donne un indice de confiance de 99% pour les incertitudes-types.

Les incertitudes liées aux différentes grandeurs peuvent alors être calculées grâce aux relations suivantes :

$$u^2(\dot{q}_{conv,arr}) = h_{arr}^2 \times (u^2(T_{P,arr}) + u^2(T_{amb})) + (T_{P,arr} - T_{amb})^2 \times u^2(h_{arr}) \quad (\text{II.14})$$

$$u^2(\dot{q}_{rad,arr}) = (4\varepsilon\sigma T_{P,arr}^3)^2 \times \left((T_{P,arr}^3)^2 \times u^2(T_{P,arr}) + (T_{amb}^3)^2 \times u^2(T_{amb}) \right) + u^2(t) \times (\sigma(T_{P,arr}^4 - T_{amb}^4))^2 \quad (\text{II.15})$$

$$u^2(T_{P,av}) = u^2(T_{P,arr}) + \left(\frac{t}{\lambda}\right)^2 (u^2(\dot{q}_{conv,arr}) + u^2(\dot{q}_{rad,arr})) + \left(\frac{t(\dot{q}_{conv,arr} + \dot{q}_{rad,arr})}{\lambda^2}\right) u^2(\lambda) \quad (\text{II.16})$$

$$u^2(\dot{q}_{rad,av}) = (4\varepsilon\sigma T_{P,av})^2 \times \left((T_{P,av}^3)^2 \times u^2(T_{P,av}) + (T_{amb}^3)^2 \times u^2(T_{amb}) \right) + u^2(t) \times (\sigma(T_{P,av}^4 - T_{amb}^4))^2 \quad (\text{II.17})$$

$$u^2(\dot{q}_{conv,av}) = u^2(\dot{q}_{elec}) + u^2(\dot{q}_{conv,arr}) + u^2(\dot{q}_{rad,av}) + u^2(\dot{q}_{rad,arr}) \quad (\text{II.18})$$

II.1 Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane

Les incertitudes-types pour les grandeurs h_{av} et T_{adiab} peuvent être déterminées en considérant le premier et le dernier point expérimental sur la droite de régression (cf figure II.10). En leur ajoutant leur incertitude selon l'abscisse et l'ordonnée, on s'intéresse à la pente minimale et à la pente maximale que l'on peut obtenir. La différence de ces deux pentes divisée par deux est l'incertitude-type sur la pente $1/h_{av}$. Si on prolonge ces deux pentes extrêmes jusqu'à l'origine des abscisses, on obtient les deux valeurs par lesquelles on va venir encadrer la température adiabatique. De la même manière, la différence de ces deux valeurs divisée par deux est l'incertitude-type sur h_{av} .

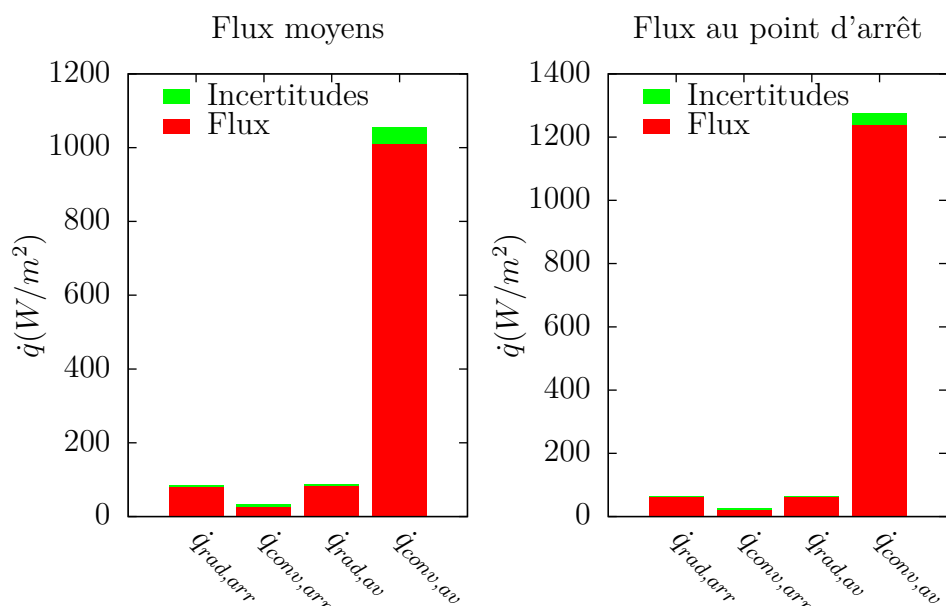


Figure II.12 – Histogramme illustrant les ordres de grandeurs pour les différents flux thermiques moyennés et au point de stagnation, ainsi que leur incertitude ($H/D = 2$, $Re_{chem} = 20\ 000$, $e/D = 0,8$, $Re_{ent} = 0$ et $Re_{inj} = 5\ 000$)

Nous avons représenté en figure II.12 un exemple des ordres de grandeurs pour les différents flux thermiques ainsi que les incertitudes-types qui y sont associées. Nous nous sommes intéressés aux flux thermiques au point de stagnation et aux flux thermiques moyennés sur un disque de rayon $5D$. Nous pouvons alors observer dans les deux cas que les pertes par radiation sur les faces avant et arrière représentent environ 10% du flux total et que les pertes par convection sur la face arrière représentent environ 5% du flux total. Les incertitudes-relatives sur ces flux sont de l'ordre de 5% et sont donc très faibles devant le flux convectif en face avant. Ce dernier représente donc environ 75% des échanges thermiques avec une incertitude relative de 5%.

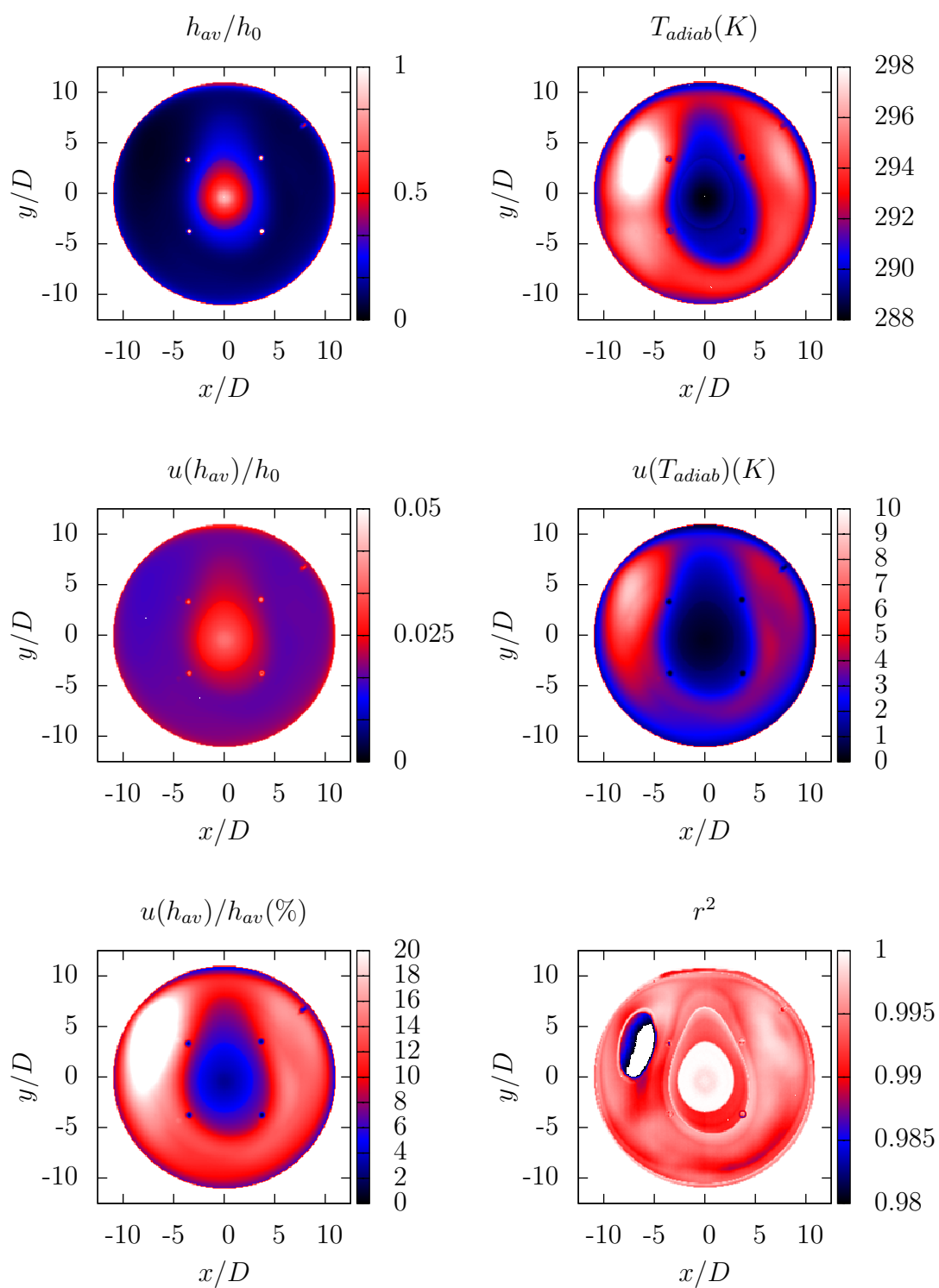


Figure II.13 – Exemple de cartographies des grandeurs en face avant pour la configuration $H/D=2$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=5\ 000$

II.1 Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane

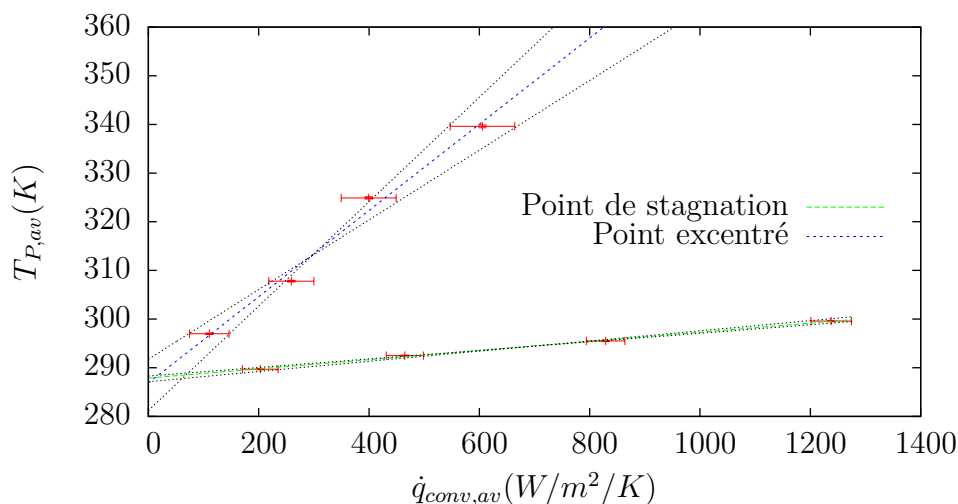


Figure II.14 – Exemples de régression sur le point de stagnation et sur un point excentré

Nous nous intéressons en figure II.13 aux incertitudes sur h_{av} et T_{adiab} . Nous mettons en regard en figure II.14 les régressions linéaires issues du point de stagnation et d'un point excentré. Nous constatons que les incertitudes sur $1/h_{av}$ et T_{adiab} sont plus faibles dans la zone de stagnation que sur les bords de la plaque d'impact. Ceci est dû au fait que l'amplitude des températures de paroi dans la zone de stagnation est plus faible car cette zone est soumise au refroidissement. Ainsi, les pentes minimale et maximale des régressions qui déterminent les incertitudes sont plus proches de la courbe moyenne. Lorsque les écarts de température de paroi deviennent plus importants, comme c'est le cas sur les bords de la plaque, les pentes minimales et maximales s'éloignent de la droite moyenne. Les incertitudes sur $1/h_{av}$ et T_{adiab} augmentent donc lorsque l'on s'éloigne de la zone de stagnation. Ce phénomène est purement dû à la méthode de détermination de ces incertitudes car les précisions concernant les valeurs de $T_{P,av}$ et $\dot{q}_{conv,av}$ sont sensiblement les mêmes. Les incertitudes concernant le coefficient d'échange convectif sont, à l'inverse, plus faibles sur les bords et plus importantes au centre. Cependant, l'incertitude relative $u(h_{av})/h_{av}$ est plus faible au centre que sur les bords. Ceci vient du fait que l'on observe les plus grandes valeurs de h_{av} dans la zone de stagnation. Ces incertitudes relatives sont de l'ordre de 5%. Par la suite, nous nous intéresserons uniquement aux coefficients d'échange convectif dans une zone proche entourant le point de stagnation. On peut également remarquer sur l'exemple utilisé en figure II.13 une zone de forte incertitude localisée en $0 \leq y/D \leq 5$ et $-10 \leq x/D \leq -5$. Son origine se trouve probablement dans des effets de recirculation de l'écoulement dû au confinement. L'air subit alors localement un échauffement plus important entraînant des températures de paroi plus fortes.

Il convient également de considérer les erreurs sur les paramètres de l'étude qui peuvent affecter les résultats de manière indirecte. Ainsi, les données sur les nombres de Reynolds des différents écoulements sont fournies avec une incertitude de 100, la distance d'impact est fournie avec une incertitude de 1 mm, l'épaisseur de la plaque d'injection est donnée avec une incertitude de 0,1 mm, et le diamètre du trou d'injection est donné avec une incertitude de 0,1 mm.

Nous observons les limitations de cette méthode expérimentale dans notre cas d'étude. Ainsi, nous obtenons des incertitudes pour les valeurs de h_{av} et T_{adiab} qui peuvent paraître surdimensionnées sur les bords de la plaque d'impact. Ceci nous conduit à nous concentrer sur les coefficients d'échange thermique dans la zone de stagnation. Nous remarquons également que cette méthode expérimentale s'avère très coûteuse en temps ce qui peut devenir problématique si les points de mesures se multiplient. C'est pourquoi nous avons introduit dans notre étude la méthode des plans d'expériences dans le but de réduire le nombre d'expériences à mener.

1.3 Méthode des plans d'expériences

Beaucoup de paramètres (ou facteurs) avec beaucoup de valeurs différentes pour chacun (ou niveaux) sont à sonder. Ceci implique un nombre important de combinaisons et donc d'expériences à réaliser pour cette campagne de mesures. Ces mesures sont longues et coûteuses et nous voulons réduire le temps de cette campagne expérimentale à un niveau acceptable. Nous avons donc décidé de nous appuyer sur la méthodologie des plans d'expériences pour réduire le nombre d'expériences à réaliser tout en conservant une fiabilité des résultats qui soit satisfaisante. Nous invitons le lecteur non initié à cette méthode à se reporter à l'annexe A dans laquelle nous avons développé les principes de cette méthode.

1.3.1 Choix du plan d'expériences

Nous rappelons les paramètres que nous avons à faire varier et nous précisons leur domaine de variation :

- $H/D = 2, 4, 5, 6, 8$ et 10 , soit 6 niveaux,
- $Re_{chem} = 20\ 000, 40\ 000$ et $60\ 000$, soit 3 niveaux,
- $e/D = 0,8, 1$ et $1,2$, soit 3 niveaux,
- $Re_{ent} = 0, 500$ et $1\ 000$, soit 3 niveaux,
- $Re_{inj} = 5\ 000, 15\ 000$ et $23\ 000$, soit 3 niveaux.

II.1 Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane

Si nous voulions obtenir le plan d'expériences complet pour cette étude, nous aurions à faire $6 \times 3 \times 3 \times 3 \times 3 = 486$ expériences. Cela serait alors beaucoup trop long à réaliser. Il est possible de réduire le nombre d'expériences à réaliser en fractionnant le plan complet. Le fractionnement d'un plan complet doit respecter la propriété fondamentale d'orthogonalité, c.-à-d. affecter le même nombre d'expériences à chaque niveau de chaque facteur. Des tables respectant cette propriété et représentant des plans fractionnaires réduits au maximum et directement utilisables ont été mises au point par Taguchi. Nous nous sommes intéressés à la table de Taguchi $L_{27}(3)^{13}$ (cf tableau II.4) car celle-ci nous offre la meilleure réduction du nombre d'expériences que nous aurons à réaliser. Cette table représente le plan d'expériences fractionnaire minimal pour une expérience de 27 mesures avec 13 fac-

Expérience #	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	2
3	1	1	1	1	3	3	3	3	3	3	3	3	3
4	1	2	2	2	1	1	1	2	2	2	3	3	3
5	1	2	2	2	2	2	2	3	3	3	1	1	1
6	1	2	2	2	3	3	3	1	1	1	2	2	2
7	1	3	3	3	1	1	1	3	3	3	2	2	2
8	1	3	3	3	2	2	2	1	1	1	3	3	3
9	1	3	3	3	3	3	3	2	2	2	1	1	1
10	2	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3
11	2	1	2	3	2	3	1	2	3	1	2	3	1
12	2	1	2	3	3	1	2	3	1	2	3	1	2
13	2	2	3	1	1	2	3	2	3	1	3	1	2
14	2	2	3	1	2	3	1	3	1	2	1	2	3
15	2	2	3	1	3	1	2	1	2	3	2	3	1
16	2	3	1	2	1	2	3	3	1	2	2	3	1
17	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3	3	1	2
18	2	3	1	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3
19	3	1	3	2	1	3	2	1	3	2	1	3	2
20	3	1	3	2	2	1	3	2	1	3	2	1	3
21	3	1	3	2	3	2	1	3	2	1	3	2	1
22	3	2	1	3	1	3	2	2	1	3	3	2	1
23	3	2	1	3	2	1	3	3	2	1	1	3	2
24	3	2	1	3	3	2	1	1	3	2	2	1	3
25	3	3	2	1	1	3	2	3	2	1	2	1	3
26	3	3	2	1	2	1	3	1	3	2	3	2	1
27	3	3	2	1	3	2	1	2	1	3	1	3	2

Tableau II.4 – Table $L_{27}(3)^{13}$

Chapitre II. Dispositifs d'essais et méthodes expérimentales

teurs à 3 niveaux chacun. Nous avons respectivement attribué les colonnes n° 1, 2, 5, 9 et 13 de cette table aux facteurs H/D , Re_{chem} , e/D , Re_{ent} et Re_{inj} . Ainsi, le plan formé par ces 5 colonnes représente un plan d'expériences à 5 facteurs à 3 niveaux chacun. La table $L_{27}(3)^{13}$ nous permet également le calcul de certaines interactions d'ordre 2 entre facteurs ce qui n'est pas toujours possible lorsque l'on utilise un plan fractionnaire. Le choix des colonnes retenues est donc également motivé par la recherche de ces interactions. En effet, réduire un plan d'expériences complet entraîne une perte d'information puisque moins d'expériences sont réalisées. Ce sont en général les interactions d'ordre 2 et plus qui deviennent impossible à étudier. Certaines tables de Taguchi possèdent un tableau des interactions aidant l'utilisateur à déterminer un plan lui permettant de tester les interactions désirées. C'est le cas pour la table $L_{27}(3)^{13}$ et nous avons donc choisi les colonnes n° 1, 2, 5, 9 et 13 de cette table afin de nous laisser la possibilité d'étudier le plus grand nombre possible de ces interactions. Nous avons finalement doublé la table résultante afin d'obtenir un plan de 54 expériences à 5 facteurs où le premier facteur (H/D) est à 6 niveaux et où les autres facteurs sont à trois niveaux chacun. C'est le plan d'expériences que nous utiliserons (cf tableau II.5). Ce plan d'expériences fractionnaire nous permet donc de réduire considérablement le nombre d'expériences à réaliser. Il nous permet de sonder les influences principales de chaque facteur et également les interactions d'ordre 2 où la distance d'impact et le nombre de Reynolds dans la chemise interviennent.

Soit Y la grandeur mesurée et y_i les mesures de cette grandeur pour l'expérience n° i . Le calcul des effets des différents facteurs aux différents niveaux est fondé sur la comparaison de moyenne d'ensemble. On définit pour cela la valeur médiane ou moyenne générale du plan d'expériences \mathbf{I} comme étant la moyenne de toutes les mesures y_i . L'effet d'un niveau d'un facteur, est égale à la moyenne des résultats obtenus quand le facteur est au niveau considéré, moins la moyenne générale. Par exemple, l'effet du facteur H/D au niveau $H/D=2$ se calcule de la manière suivante :

$$[H/D]_2 = \left(\frac{1}{9} \sum_{\substack{i \\ H/D=2}} y_i \right) - \mathbf{I} \quad (\text{II.19})$$

et l'effet du facteur Re_{chem} au niveau $Re_{chem}=20\ 000$ se calcule de la manière suivante :

$$[Re_{chem}]_{20\ 000} = \left(\frac{1}{18} \sum_{\substack{i \\ Re_{chem}=20\ 000}} y_i \right) - \mathbf{I} \quad (\text{II.20})$$

II.1 Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane

Exp n°	H/D	Re_{chem}	e/D	Re_{ent}	Re_{inj}
1	2	20000	0,8	0	5000
2	2	20000	1	500	15000
3	2	20000	1,2	1000	23000
4	2	40000	0,8	500	23000
5	2	40000	1	1000	5000
6	2	40000	1,2	0	15000
7	2	60000	0,8	1000	15000
8	2	60000	1	0	23000
9	2	60000	1,2	500	5000
10	4	20000	0,8	500	23000
11	4	20000	1	1000	5000
12	4	20000	1,2	0	15000
13	4	40000	0,8	1000	5000
14	4	40000	1	0	15000
15	4	40000	1,2	500	23000
16	4	60000	0,8	0	15000
17	4	60000	1	500	23000
18	4	60000	1,2	1000	5000
19	5	20000	0,8	1000	15000
20	5	20000	1	0	23000
21	5	20000	1,2	500	5000
22	5	40000	0,8	0	23000
23	5	40000	1	500	5000
24	5	40000	1,2	1000	15000
25	5	60000	0,8	500	5000
26	5	60000	1	1000	15000
27	5	60000	1,2	0	23000
28	6	20000	0,8	0	5000
29	6	20000	1	500	15000
30	6	20000	1,2	1000	23000
31	6	40000	0,8	500	23000
32	6	40000	1	1000	5000
33	6	40000	1,2	0	15000
34	6	60000	0,8	1000	15000
35	6	60000	1	0	23000
36	6	60000	1,2	500	5000
37	8	20000	0,8	500	23000
38	8	20000	1	1000	5000
39	8	20000	1,2	0	15000
40	8	40000	0,8	1000	5000
41	8	40000	1	0	15000
42	8	40000	1,2	500	23000
43	8	60000	0,8	0	15000
44	8	60000	1	500	23000
45	8	60000	1,2	1000	5000
46	10	20000	0,8	1000	15000
47	10	20000	1	0	23000
48	10	20000	1,2	500	5000
49	10	40000	0,8	0	23000
50	10	40000	1	500	5000
51	10	40000	1,2	1000	15000
52	10	60000	0,8	500	5000
53	10	60000	1	1000	15000
54	10	60000	1,2	0	23000

Tableau II.5 – Plan d'expériences de l'étude thermique

Chapitre II. Dispositifs d'essais et méthodes expérimentales

Nous pouvons noter que la moyenne des effets liés au facteur H/D s'effectue sur 9 valeurs alors que celle des effets liés au facteur Re_{chem} (ainsi que e/D , Re_{ent} et Re_{inj}) s'effectue sur 18 valeurs. Cette valeur s'appelle le poids statistique et correspond au nombre de fois où le niveau i du facteur considéré apparaît dans les expériences réalisées. Le poids statistique reflète donc le nombre de mesures sur lesquelles le calcul de l'effet s'effectue. C'est donc un indicateur de fiabilité. Plus le poids statistique est important, plus la fiabilité du résultat obtenu est grande. nous pouvons donc conclure à une fiabilité satisfaisante (de l'ordre de 10 ou plus) sur nos résultats.

Le formalisme de la méthode des plans d'expériences nous conduit à présenter nos résultats selon l'expression générale suivante, si l'on tient compte uniquement des influences principales :

$$\mathcal{Y}_{i,j,k,l,m} = \mathbf{I} + [H/D]_i + [Re_{chem}]_j + [e/D]_k + [Re_{ent}]_l + [Re_{inj}]_m \quad (\text{II.21})$$

Avec $\mathcal{Y}_{i,j,k,l,m}$ la modélisation de la grandeur Y par le plan d'expériences,

\mathbf{I} la moyenne générale,

$[H/D]_i$ l'influence du facteur H/D au niveau i ,

$[Re_{chem}]_j$ l'influence du facteur Re_{chem} au niveau j ,

$[e/D]_k$ l'influence du facteur e/D au niveau k ,

$[Re_{ent}]_l$ l'influence du facteur Re_{ent} au niveau l ,

$[Re_{inj}]_m$ l'influence du facteur Re_{inj} au niveau m .

Cette modélisation ne prend pas en compte les interactions d'ordre 2 ou plus mais seulement les influences principales. Notre plan d'expériences fournit 54 degrés de liberté (ddl) car 54 expériences. Le calcul de la moyenne générale et des effets principaux consomme $1+(6-1)+(3-1)+(3-1)+(3-1)+(3-1)=14$ ddl (1 ddl pour la moyenne principale et $n - 1$ ddl pour l'effet principal d'un facteur à n niveaux) sur les 54 fournis par le plan d'expériences. Le calcul des interactions est en général plus gourmand en ddl. En effet, une interaction d'ordre 2 demande de consommer $(n - 1).(m - 1)$ ddl lorsqu'elle s'opère entre un facteur à n niveaux et un facteur à m niveaux. Ainsi, une interaction d'ordre 2 consomme $(6-1)\times(3-1)=10$ ddl si elle fait intervenir la distance d'impact, et $(3-1)\times(3-1)=4$ ddl pour les autres facteurs. Le calcul de toutes les interactions d'ordre 2 consomme au final plus de ddl que le plan ne peut en fournir. Ceci devient problématique lors de l'analyse de la variance des facteurs. Or cette étape est essentielle car c'est l'analyse de la variance qui nous indique si un paramètre a une influence significative ou non sur la réponse étudiée.

II.1 Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane

L'analyse de la variance repose sur le calcul des résidus et de la variance qui y est associée. Les résidus d_i sont la différence entre la valeur mesurée et la valeur estimée par le modèle choisi pour l'expérience n° i . La variance des résidus V_r se définit comme suit :

$$V_r = (1/p) \sum_i (d_i)^2 \quad (\text{II.22})$$

avec p le nombre de ddl restant non consommés par le calcul des effets des facteurs. C'est à cette variance de référence que nous allons comparer les variances associées aux facteurs de l'étude. Nous pouvons alors nous rendre compte du problème posé lorsque tous les ddl sont consommés puisque le calcul de la variance de référence devient impossible. Le moyen que nous avons utilisé pour palier à cet éventuel problème est la répétition de lignes. Cela consiste à considérer que nous avons réalisé nos mesures deux fois au lieu d'une seule fois. Au vu du protocole expérimental relatif aux mesures thermiques, ceci est possible en faisant une certaine hypothèse. Cette hypothèse est de considérer une régression linéaire portant sur 4 couples de valeurs $(T_{P,av}, \dot{q}_{conv,av})$ comme pouvant être divisée en 2 régressions linéaires portant chacune sur 3 couples de valeurs $(T_{P,av}, \dot{q}_{conv,av})$ parmi les 4 couples existants comme illustré en figure II.15. Ce stratagème nous permet ainsi de considérer que le plan d'expérience fournit deux fois plus de ddl, soit 108 au lieu de 54. Nous disposons donc d'une réserve supplémentaire de ddl utiles au calcul de la variance des résidus. Cela n'est cependant pas nécessaire si l'on se limite à modéliser les influences principales et que l'on néglige donc les interactions.

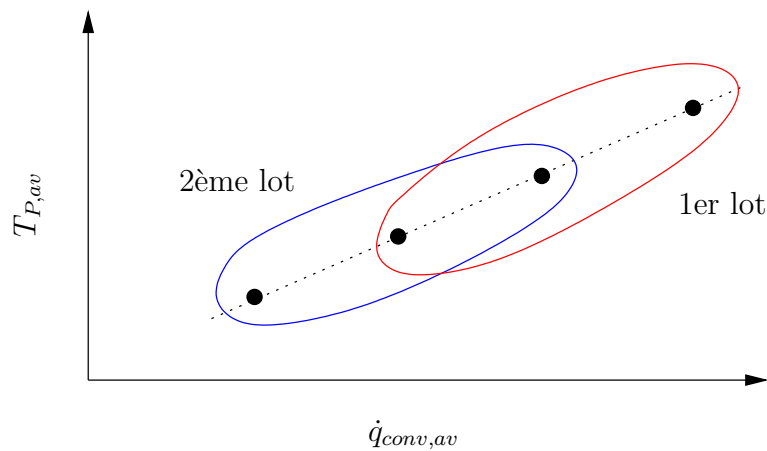


Figure II.15 – Exemple de régression linéaire sur 2 lots de 3 couples de valeurs $(T_{P,av}, \dot{q}_{conv,av})$ pour la répétition de lignes

Pour savoir si un facteur à une influences significative, il ne nous reste plus qu'à comparer la variance de ce facteur à la variance de référence V_r . Le calcul de la variance d'un facteur à n niveaux se définit comme la somme des carrés des effets du facteur considéré divisée par $(n - 1)$ et multipliée par le poids statistique associé à ce facteur. Par exemple, la variance de H/D notée $V(H/D)$ est donnée par la formule suivante :

$$V(H/D) = \frac{9}{6 - 1} \sum_i ([H/D]_i)^2 \quad (\text{II.23})$$

et celle de Re_{chem} notée $V(Re_{chem})$ (comme c'est le cas également pour e/D , Re_{ent} et Re_{inj}) est donnée par la formule suivante :

$$V(Re_{chem}) = \frac{18}{3 - 1} \sum_i ([Re_{chem}]_i)^2 \quad (\text{II.24})$$

Nous appliquons finalement le test statistique de SNEDECOR au rapport de la variance du facteur considéré sur V_r pour savoir si ce facteur à une influence significative ou non.

1.4 Mesures de vitesse

Le dispositif expérimental permet également la réalisation de mesure par Vélocimétrie par Image de Particule (PIV) standard en remplaçant la paroi d'impact chauffante par une plaque transparente en plexiglas. Nous allons rappeler ici sommairement le principe global de la PIV. C'est une technique de mesure non intrusive et indirecte (à partir de particule d'ensemencement). C'est une technique appelée haute densité car il faut un ensemencement important pour obtenir de bons résultats. Dans cette technique de vélocimétrie, il faut éclairer une section d'écoulement (cf figure II.16), préalablement ensemencée, pendant de brefs instants successifs (brefs relativement à l'échelle de temps de l'évolution de l'écoulement). Les éclairages sont séparés d'un intervalle de temps Δt , pour obtenir ainsi deux images décalées de Δt . Il convient de régler Δt en fonction de l'écoulement étudié. Chaque image est divisée en fenêtre d'interrogation, et le contenu d'une même fenêtre est comparé par corrélation aux instants t et $t + \Delta t$. La vitesse moyenne orientée du groupe de particules de la fenêtre d'interrogation est donc donnée par la formule suivante :

$$\vec{V} = \frac{\Delta \vec{d}}{\Delta t} \quad (\text{II.25})$$

où \vec{d} est le vecteur représentant le déplacement spatial.

II.1 Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane

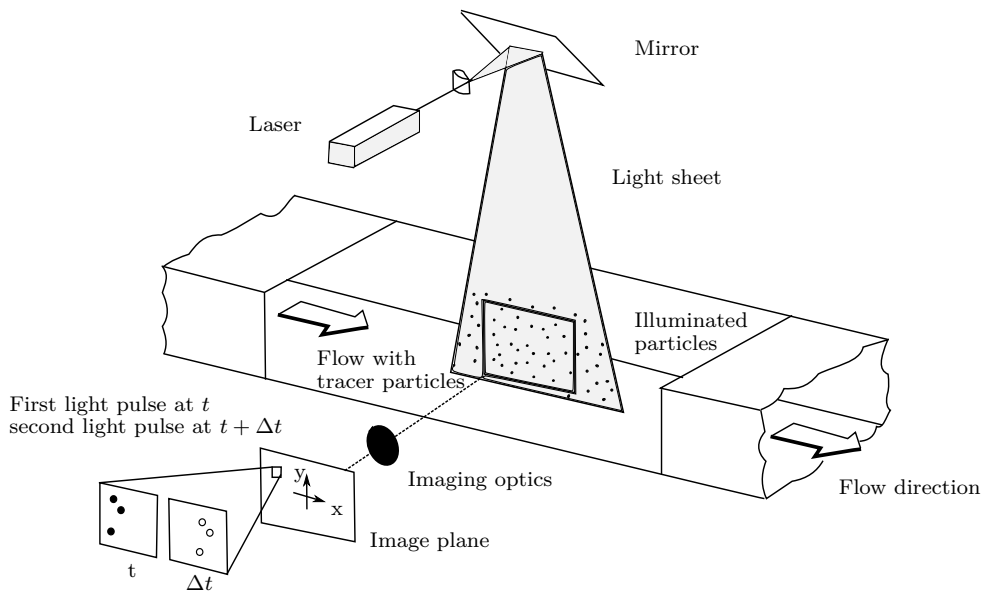


Figure II.16 – Exemple d'arrangement expérimental dans une soufflerie

L'obtention de ces images successives se fait par caméra CCD et suivant la rapidité de lecture de l'image, il est possible de réaliser plusieurs expositions sur une image ou une exposition par image. La figure II.17 montre la schématisation de la synchronisation de la cadence de la caméra avec le pulse laser dans le cas d'une exposition par image. t_p représente le temps entre deux couples de pulses lasers souvent limité par la cadence de la caméra t_c . Le matériel que nous avons utilisé pour ce type de mesure est une caméra HiSense 8 bits de type asynchrone et double frame (donc deux expositions par image) pouvant fonctionner à une fréquence maximale de $f_c = 4,5$ Hz. Les capteurs CCD de la matrice ont pour dimension $6,7 \times 6,7 \mu\text{m}^2$ avec un pitch de $6,7 \mu\text{m}$. Cette caméra est associée à un laser New wave Solo 1 de longueur d'onde 532 nm émettant des pulses à 120 mJ pendant 10 ns . L'écoulement estensemencé avec de l'huile de paraffine dont le diamètre des particules est de l'ordre de $10 \mu\text{m}$.

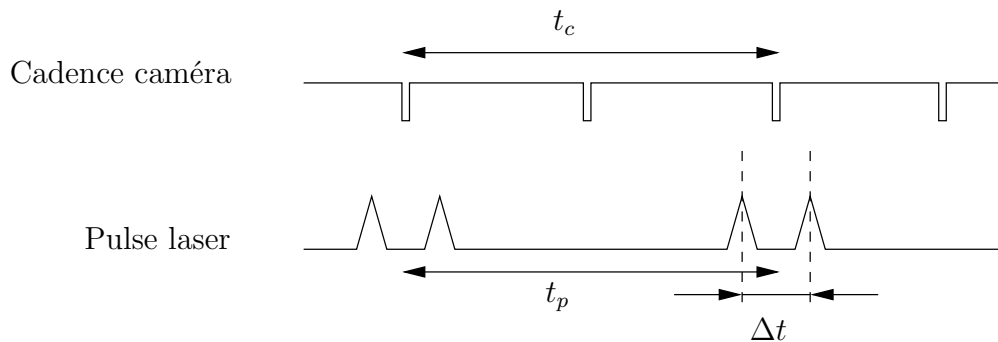


Figure II.17 – Schématisation de la synchronisation de la cadence de la caméra avec le pulse laser

Chapitre II. Dispositifs d'essais et méthodes expérimentales

Les données récoltées sont traitées à l'aide du logiciel FlowManager. À partir des données brutes obtenues, une validation des résultats et un traitement statistique ont été effectués de façon à obtenir le champ moyen $(\bar{U}, \bar{V}, \bar{W})$ ainsi que des moments d'ordre 2 $(\sqrt{u^2}, \sqrt{v^2}, \sqrt{w^2}, \sqrt{uv}, \sqrt{uw}, \sqrt{vw})$ en fonction des plans étudiés (la PIV standard ne permet d'accéder qu'aux composantes de vitesse dans le plan et non à la composante normale). Ces grandeurs moyennes et fluctuantes sont calculées à partir de 3 salves de 100 acquisitions (300 couples d'images au total) afin de conserver un ensemencement constant lors des mesures. On estime l'erreur de mesure à 10% de la vitesse maximale constatée soit 4 m/s. Lorsqu'un champ de vitesse est acquis, il contient toujours un certain nombre de vecteurs aberrants dus aux reflets sur les parois ou d'autres artefacts, qui peuvent altérer les résultats de manière importante. Ces vecteurs ne doivent pas être pris en compte pour le traitement final, il faut donc les éliminer ou les remplacer à l'aide de traitements spécifiques.

Dans notre étude, une image moyenne est avant tout calculée puis soustraite aux images à traiter. Ainsi, nous obtenons un meilleur contraste et la détermination des positions des particules en est facilitée. Nous utilisons ensuite une cross-corrélation dans une fenêtre de corrélation de 32x32 pixels². Ce traitement conduit à un pic de corrélation correspondant au déplacement des particules entre la première et la deuxième exposition. Les autres pics étant associés au bruit de mesure, on utilise alors un critère de Rapport Signal sur Bruit (RSB) afin d'éliminer les pics de corrélation du même ordre de grandeur que le bruit de mesure. On élimine ainsi les vecteurs vitesse erronés en utilisant classiquement une validation des pics de corrélation avec un RSB de 1,2. Le taux d'erreurs sur les vecteurs vitesse est globalement de 7%. Les vecteurs erronés sont ensuite remplacés en se basant sur les vecteurs voisins corrects.

Le montage expérimental va nous permettre d'accéder à la mesure des champs de vitesse pour cinq familles de plans (cf figure II.18) :

- chemiseXY : plans xy parallèles à la plaque d'injection.
- chemiseYZ : plans yz verticaux, la verticale étant définie par l'écoulement dans la chemise allant du haut vers le bas.
- entreferXY : plans xy parallèles à la plaque d'injection.
- entreferYZ : plans yz verticaux. Nous avons sondé 5 plans équidistants de bord à bord du trou d'injection (en $x=-0,5D, -0,25D, 0, 0,25D$ et $0,5D$).
- entreferXZ : plans xz horizontaux, l'horizontale étant définie par l'axe de l'écoulement dans l'entrefer. Nous avons sondé 3 plans équidistants de bord à bord du trou d'injection (en $y=-0,5D, 0$ et $0,5D$).

II.1 Étude de l'impact d'un jet unique sur plaque plane

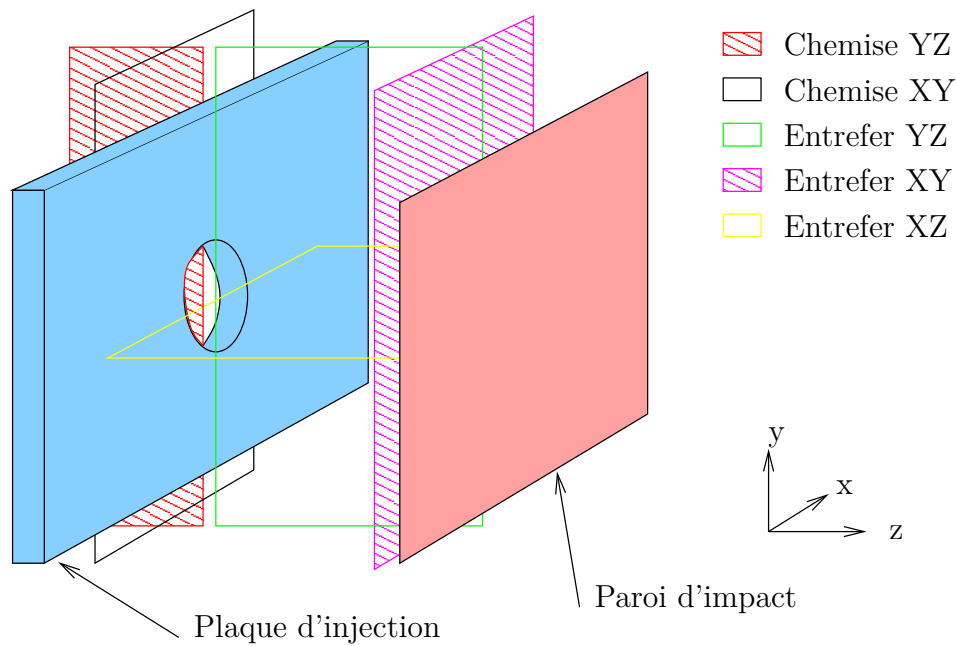


Figure II.18 – Familles de plans PIV

Nous obtenons ainsi plusieurs cartographies des champs des vitesses et des grandeurs turbulentes dans les plans décrits ci-dessus. Ceci nous permettra une analyse de la topologie de l'écoulement dans le jet et en amont de l'injection. Cependant, nous verrons par la suite que l'écoulement possède un fort caractère tridimensionnel. La technique de mesure par PIV standard ne capturant les vitesses que dans le plan de mesure, il convient alors d'être prudent quant à l'interprétation des données obtenues sur les champs de vitesse. Le recoupement des informations présentes à l'intersection de plans de familles différentes nous permet néanmoins de vérifier la répétabilité des expériences ainsi que la précision des résultats (cf figure II.19).

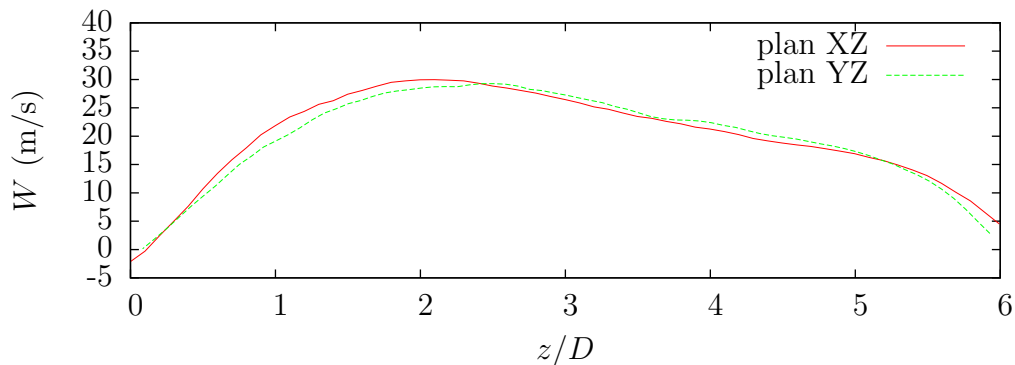


Figure II.19 - Exemple de comparaison de la composante W de la vitesse pour des plans de type XZ et YZ passant par le centre de l'injecteur

2 Étude d'une rangée de jets en impact sur une paroi concave alimentés par un écoulement cisailant

La deuxième partie de notre étude porte sur une rangée de jets en impact sur une paroi concave. Nous voulons représenter ici les échanges thermiques aux bords d'attaque d'une aube. Dans cette configuration expérimentale, nous conservons une alimentation des jets par un écoulement cisailant en amont des injecteurs et nous procédons à la détermination du coefficient d'échange convectif à l'aide de mesures de température.

2.1 Montage expérimental

Nous allons décrire le dispositif expérimental utilisé pour cette partie, la méthode de mesures thermiques étant la même qu'exposée précédemment.

2.1.1 Veine d'essai

Nous considérons une chemise de section circulaire de diamètre intérieur 40,8 mm et de diamètre extérieur 50 mm. Dans cette chemise circule du haut vers le bas selon l'axe vertical y un écoulement principal caractérisé par un nombre de Reynolds Re_{chem} égal à 60 000 (cf figure II.19). Cette chemise est percée de 5 trous de diamètre D égal à 10 mm répartis le long de l'axe y (le trou central étant positionné en $y=0$), dans lesquels passe une partie de l'écoulement principal. Des jets se forment donc selon l'axe z en sortie de ces injecteurs et viennent en impact sur une paroi concave (définie par l'axe y et l'abscisse curviligne s), semi-cylindrique et prolongée par des parties planes. Le rayon de courbure R_C de la partie concave vaut 50 mm ce qui définit une courbure relative $C_r = D/(2R_C)$ de 0,1. Les jets sont caractérisés par un nombre de Reynolds global Re_{inj} pouvant atteindre la valeur 23 000. Les 5 trous d'injection sont espacés d'une distance p , avec $p/D=4$ et sont donc placés dans les plans $y=-8, -4, 0, 4$ et $8p/D$. La distance d'impact H correspond à la distance entre la sortie des injecteurs et le centre de la paroi d'impact et est comprise entre $H/D = 2$ et $H/D = 8$. Les paramètres de cette étude sont la distance d'impact H/D et le nombre de Reynolds des jets Re_{inj} . Deux plaques de confinement sont placées aux extrémités du montage (cf figure II.20) ce qui nous permettra par la suite de contrôler le débit d'air passant par les injecteurs. En effet, une autre plaque avec un trou débouchant est placée de façon à fermer la veine d'essai. L'air à évacuer passe alors par le trou débouchant en vue du contrôle de son débit.

II.2 Étude d'une rangée de jets en impact sur une paroi concave

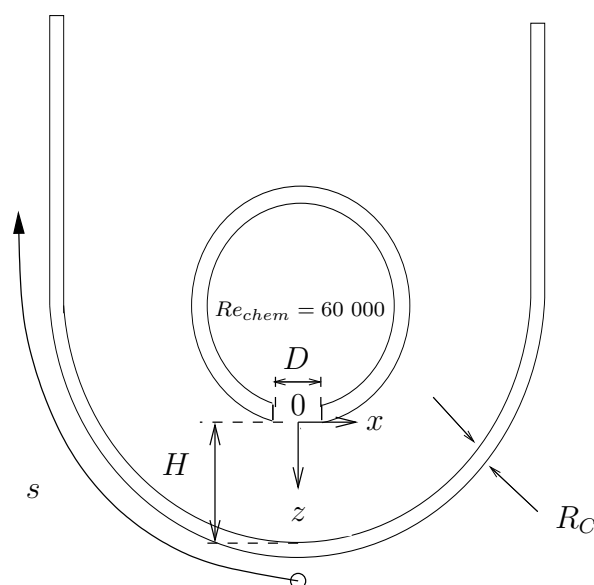


Figure II.19 – Vue schématique de la veine d'essai

2.1.2 Contrôle et mesure des débits

La veine d'essai (cf figure II.21 et II.22) comprend une entrée d'air pour la chemise alimentée par le même ventilateur centrifuge MEIDINGER 20 000 Pa que précédemment, et deux sorties d'air. Une sortie d'air pour la chemise et une deuxième pour l'évacuation de l'air issu des jets. Un échangeur à eau LYTRON est positionné à la sortie du ventilateur de manière similaire au montage précédent. La température de l'air circulant dans le circuit est ainsi maintenue à la température ambiante. Les débits d'air dans les branches du circuit sont mesurés par des débitmètres venturi et sont contrôlés par des vannes. Ces dispositifs sont placés sur les deux branches de sortie (sortie de la chemise et sortie de la veine d'essai). Ceci permet le calcul du débit à l'entrée de la chemise par bilan des différents débits. Les venturis sont reliés à des thermocouples de type K et à des capteurs de pression absolue et différentielle. Les capteurs de pression absolue utilisés pour les deux débitmètres sont des capteurs JUMO de 800-1200 mbar et les capteurs de pression différentielle sont des capteurs JUMO 10 mbar. Les débitmètres sont étalonnés *in situ* à l'aide de débitmètres à flotteur. Les coefficients de décharges sont de $0,89 \pm 0,02$ pour les deux débitmètres venturi. Les capteurs de pressions et de températures sont reliés à une centrale d'acquisition de manière à contrôler les paramètres aérodynamiques de notre étude via un programme d'acquisition. Les mesures de l'intensité et de la tension fournies au circuit électrique sont elles aussi mesurées et intégrées à notre programme d'acquisition.

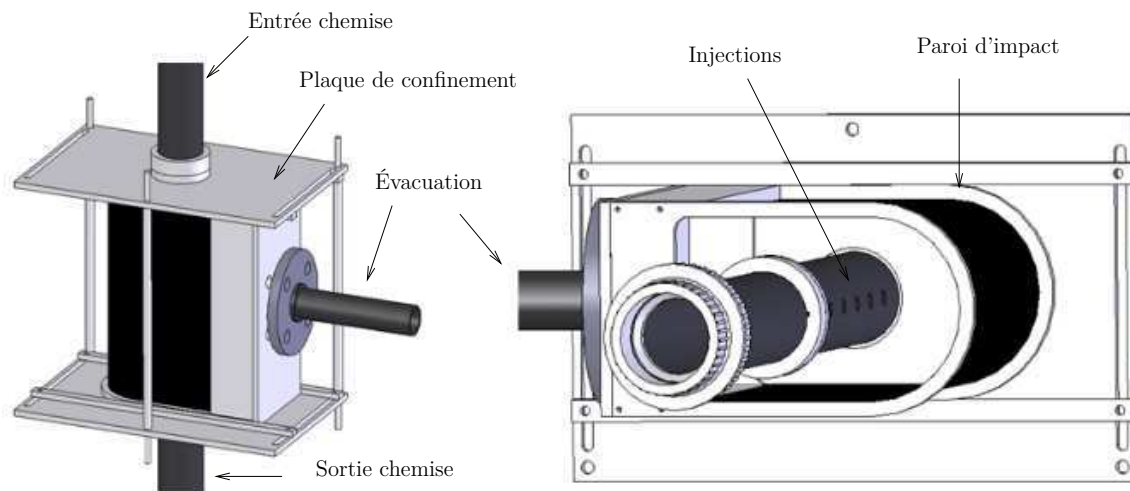


Figure II.20 – Vue CAO de la veine d'essai

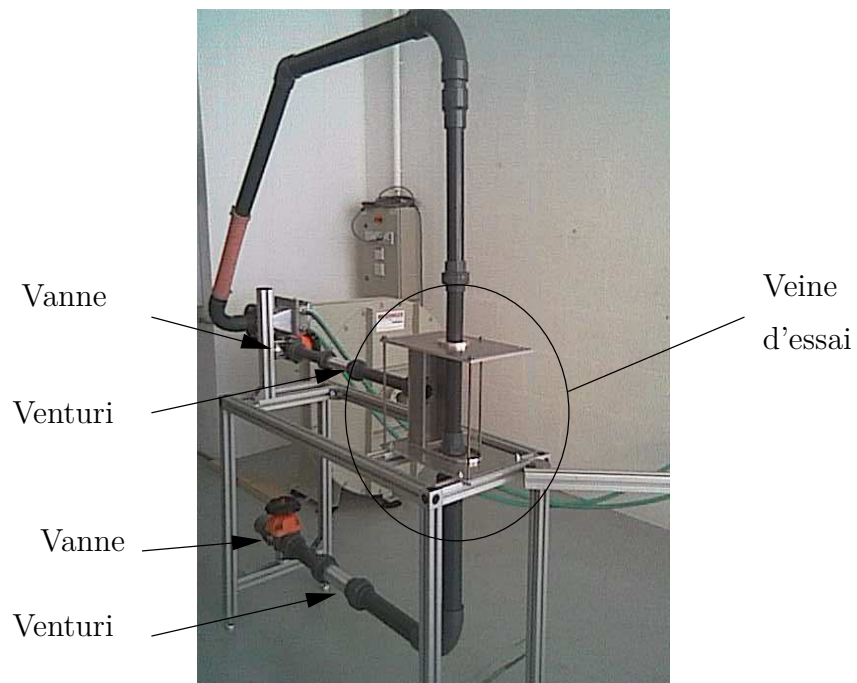


Figure II.21 – Photographie du dispositif expérimental (sans la plaque d'impact)

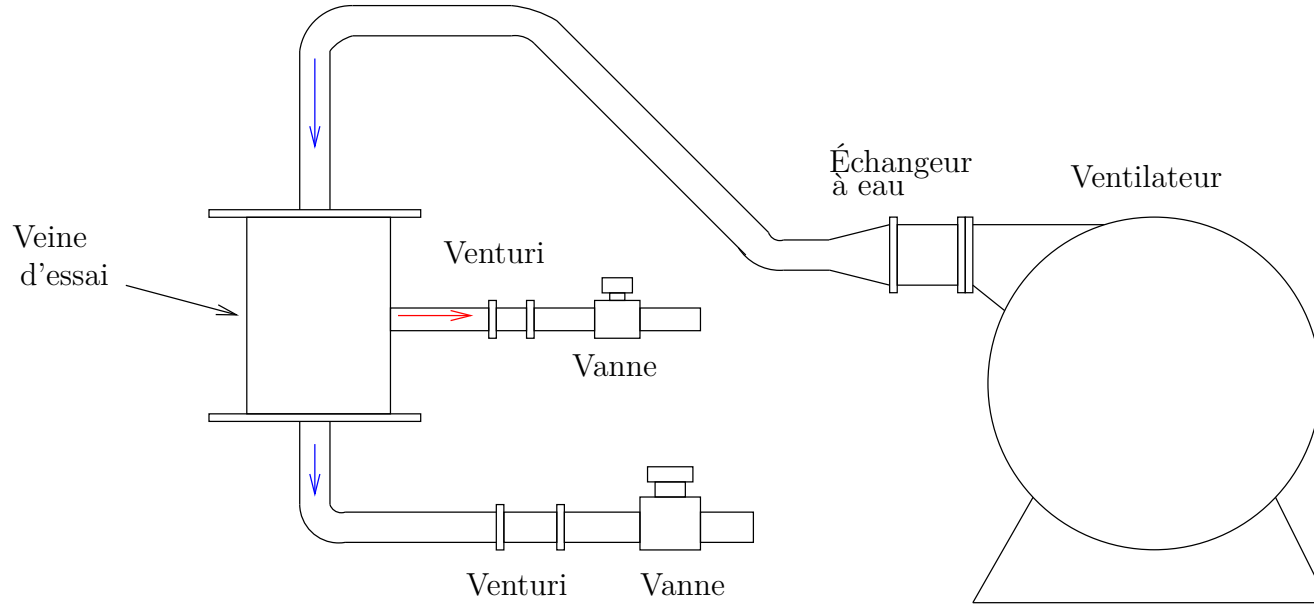


Figure II.22 – Schéma du dispositif expérimental

2.1.3 Plaque d'impact

Nous nous intéressons aux échanges thermiques sur la paroi d'impact. Pour cela, nous utilisons le même principe de mesure que dans l'étude du jet unique sur plaque plane. La plaque d'impact est une plaque de 300x415 mm² et de 0,4 mm d'épaisseur en résine d'époxy sur laquelle un circuit électrique en cuivre est gravé. Ce circuit est une suite de lignes parallèles à l'axe de la rangée de jets et donc perpendiculaires à la courbure de la plaque d'impact. Ces pistes ont une largeur constante égale à 2 mm et une longueur de 280 mm. L'interpiste vaut 0,2 mm ce qui donne une largeur totale du circuit de 220 mm. Le cuivre possède une résistivité électrique de $1,78 \cdot 10^{-8} \Omega \cdot m$ ce qui donne au circuit une résistance électrique de 12,5 Ω à 20 °C. La surface cuivrée représente $53,289 \cdot 10^{-3} m^2$ et le circuit est relié à une alimentation en puissance HP 6012A capable de délivrer 1000 W. Les deux faces de la plaque sont peintes en noir avec une peinture d'émissivité connue valant $\varepsilon = 0,95 \pm 0,02$.

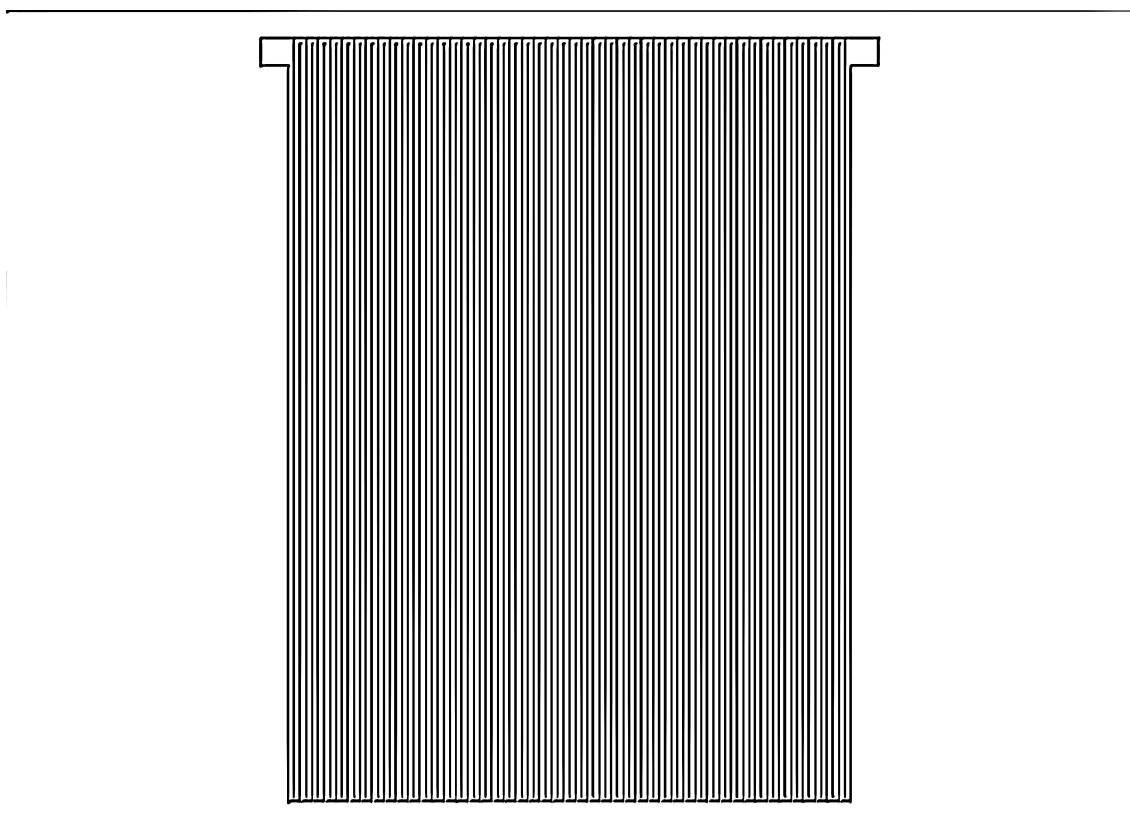


Figure II.23 – Plan de la plaque chauffante

2.2 Méthode d'analyse thermique

La méthode d'analyse thermique utilisée pour cette étude est la même que pour l'étude précédente. Ainsi, une caméra infrarouge vient visualiser les températures sur la face arrière de la plaque chauffante, face qui n'est pas soumise à l'impact des jets. Le positionnement de la caméra lors des mesures entraîne une résolution spatiale de 1 mm^2 par pixel. Les gammes de température utilisées sont toujours $5\text{-}40 \text{ }^\circ\text{C}$ et $40\text{-}110 \text{ }^\circ\text{C}$. Les cartographies sont moyennées à partir d'un échantillonnage de 100 images pendant 10 s, échantillonnage effectué à une fréquence de 50 Hz en ne gardant qu'une image sur cinq afin de minimiser le bruit de mesure. Ceci nous permet d'accéder à des mesures en vue d'une analyse en régime stationnaire. Du fait de la courbure, nous utilisons la caméra à trois positions à 45° chacune comme indiqué sur la figure II.24. L'angle entre l'axe de la caméra et la normale de la surface cible n'excède donc pas les $22,5^\circ$, l'émissivité est donc considérée constante. Nous pouvons ainsi parcourir la plaque le long de l'abscisse curviligne s dont l'origine se trouve au centre de la plaque.

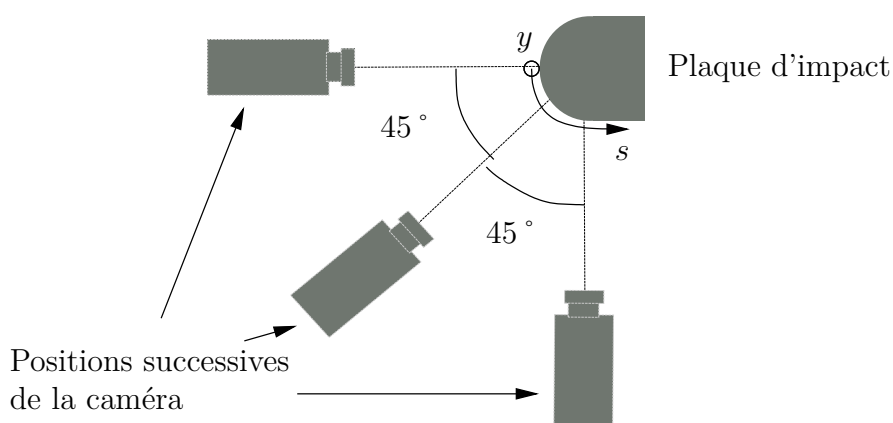


Figure II.24 – Positions de la caméra pour les mesures infrarouge

La détermination des coefficients d'échange convectif en face avant se fait de la même manière que dans la partie précédente. Un bilan des flux thermiques sur la plaque d'impact nous permet de calculer les flux radiatifs et convectifs sur la face arrière et la face avant. Nous procédons préalablement au calcul des coefficients d'échanges en face arrière en positionnant de l'isolant sur la face avant. Ainsi, nous obtenons en figure II.25 la distribution du coefficient d'échange convectif en face arrière. Nous ne présentons qu'une partie de la cartographie celle-ci étant symétrique par rapport à l'axe $s = 0$. Nous remarquons que le coefficient d'échange ne dépasse pas les $8 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$. Nous remarquons également que sa distribution n'est pas homogène et que les coefficients d'échange sont plus importants sur

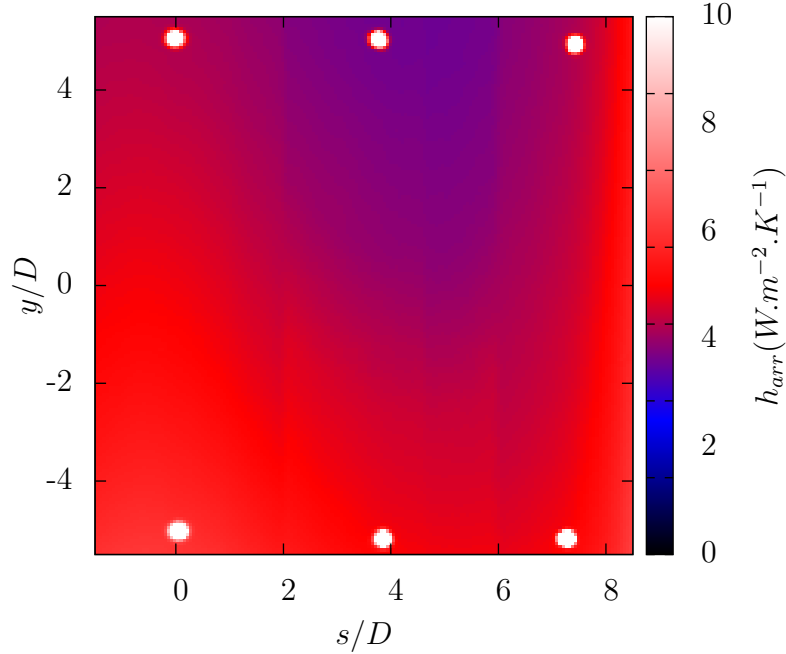


Figure II.25 – Distribution du coefficient d'échange en face arrière

la partie plane de la plaque d'impact. Cette distribution de la convection naturelle sur la face arrière de la plaque d'impact fait ressortir la dépendance des coefficients d'échange vis-à-vis de la géométrie de la plaque d'impact et également des plaques de confinement. L'axe y représentant la verticale, il est compréhensible de voir apparaître les plus fortes valeurs de h_{arr} sur la partie basse de la plaque d'impact. Nous pouvons ensuite déterminer de la même manière que dans la partie précédente le coefficient d'échange en face avant h_{av} , la température de paroi adiabatique T_{adiab} et le coefficient de régression r^2 . Nous donnons un exemple de cartographie de ces grandeurs ainsi que des incertitudes qui y sont liées en figure II.26. Ces incertitudes se calculent de la même manière que précédemment et avec les mêmes erreurs sur les données de températures, de conductivités thermiques et de dimensions.

Nous remarquons que le coefficient de régression r^2 est très proche de 1 dans les zones d'impact des jets et diminue lorsqu'on s'éloigne des points d'impact. Cependant, ce coefficient reste très élevé ($\geq 0,98$) ce qui indique une bonne qualité de la régression linéaire. On observe que les incertitudes sur le coefficient d'échange ne dépassent pas les 5% et que ces incertitudes sont assez uniformément réparties. Ceci s'explique par le fait que la régression est de meilleure qualité dans la zone d'impact mais que les coefficients d'échange convectif dans cette zone sont plus importants. En ce qui concerne les incertitudes sur la

II.2 Étude d'une rangée de jets en impact sur une paroi concave

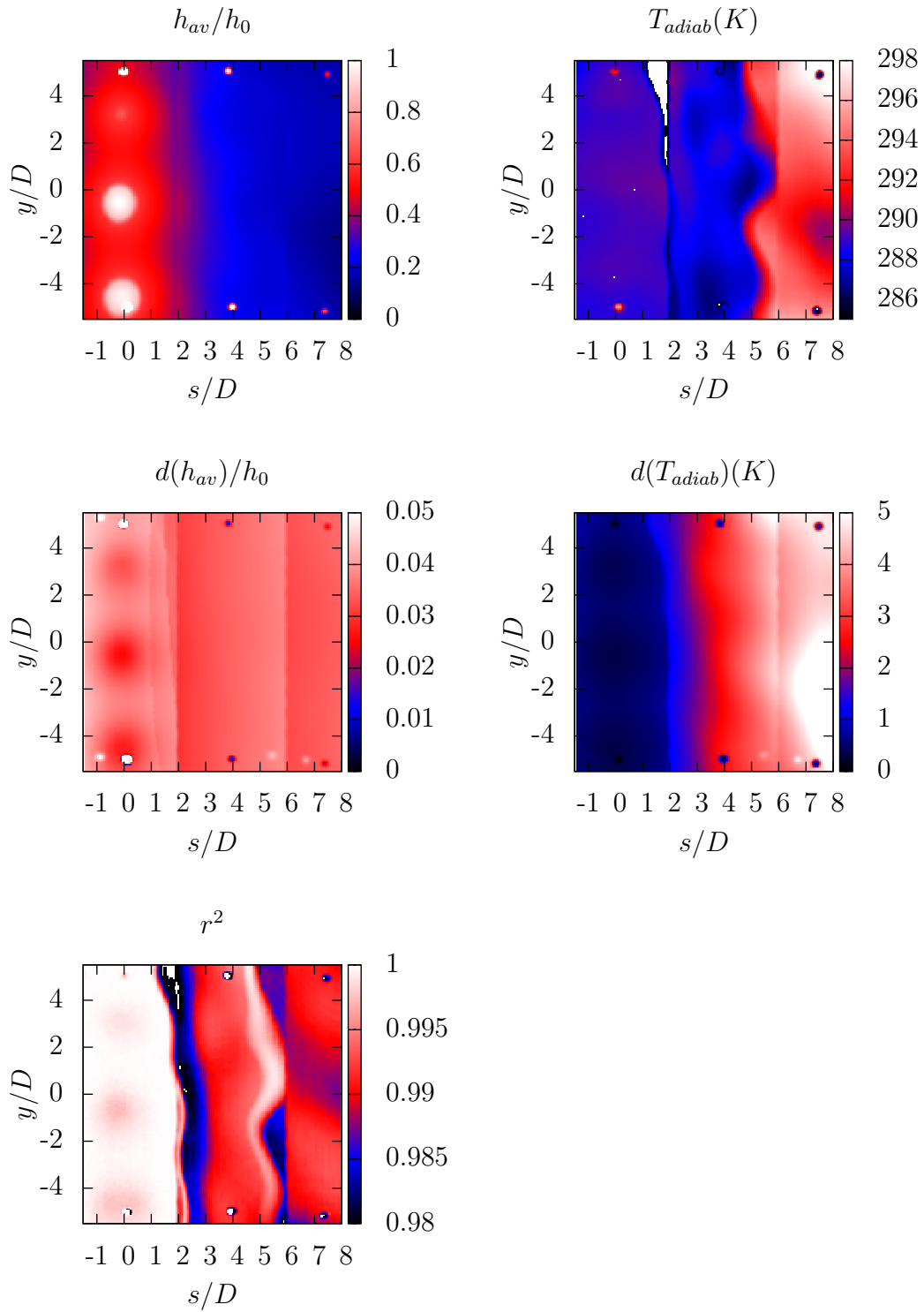


Figure II.26 – Exemple de distributions de h_{av}/h_0 , T_{adiab} , r^2 et des incertitudes en face avant

température adiabatique de paroi, on remarque qu'elles sont inférieures à 5 K. Elles sont plus faibles dans la zone de stagnation (là où le coefficient de régression est proche de 1). De manière générale, nous remarquons une moindre influence des effets de confinement sur les cartographies des valeurs en face avant que ce que nous avons constaté pour l'étude du jet unique en impact sur paroi plane. Ceci peut sans doute s'expliquer par une meilleure évacuation de l'air issu des jets. Néanmoins, nous nous concentrerons par la suite sur les valeurs de h_{av} dans la zone de stagnation des jets.

2.3 Plan d'expériences

Dans cette partie, nous faisons varier uniquement la distance d'impact H et le nombre de Reynolds des injecteurs Re_{inj} avec les valeurs suivantes :

- H/D prenant les valeurs 2, 4, 5, 6 et 8,
- Re_{inj} prenant les valeurs 5 000, 15 000 et 23 000.

Le nombre de facteurs à faire varier étant moins conséquent que dans la première étude, nous décidons de procéder à l'étude du plan d'expériences complet pour cette étude. Le plan d'expériences complet que nous utilisons est donné dans le tableau II.6. Le nombre d'expériences à réaliser est donc de $5 \times 3 = 15$ expériences.

Exp. n°	H/D	Re_{inj}
1	2	5000
2	2	15000
3	2	23000
4	4	5000
5	4	15000
6	4	23000
7	5	5000
8	5	15000
9	5	23000
10	6	5000
11	6	15000
12	6	23000
13	8	5000
14	8	15000
15	8	23000

Tableau II.6 – Plan d'expériences de la deuxième étude

Le plan d'expériences étant complet, nous aurons accès aux influences de H/D et de Re_{inj} mais également à l'influence de l'interaction entre ces deux paramètres. Le plan

II.2 Étude d'une rangée de jets en impact sur une paroi concave

d'expériences nous fournit 15 degrés de liberté (ddl) pour l'analyse de la variance des différentes influences. Nous utiliserons 1 ddl, 4 ddl, 2 ddl et 8 ddl respectivement pour le calcul de la moyenne générale, des effets de H/D , des effets de Re_{inj} et des effets de l'interaction entre ces deux facteurs, soit 15 ddl. Il ne restera donc aucun ddl pour le calcul de la variance résiduelle. Nous allons alors procéder à des répétitions de lignes du plan d'expériences afin de palier à ce problème. Nous fournissons ainsi 15 ddl supplémentaires qui serviront au calcul de la variance résiduelle. La réponse Y à laquelle nous nous intéresserons s'exprimera de la façon suivante :

$$\mathcal{Y}_{i,j} = \mathbf{I} + [H/D]_i + [Re_{inj}]_j + [H/D \times Re_{inj}]_{i,j} \quad (\text{II.26})$$

Avec $\mathcal{Y}_{i,j}$ la modélisation de la grandeur Y par le plan d'expériences,

\mathbf{I} la moyenne générale,

$[H/D]_i$ l'effet du facteur H/D au niveau i ,

$[Re_{inj}]_j$ l'effet du facteur Re_{inj} au niveau j ,

$[H/D \times Re_{inj}]_{i,j}$ l'effet de l'interaction entre H/D au niveau i et Re_{inj} au niveau j .

3 Configuration schématique d'une aube de turbine

Après s'être intéressé aux échanges de chaleur sur la partie intrados/extrados et sur la partie bord d'attaque d'une aube de manière indépendante, nous allons considérer ici une configuration représentative d'une aube complète. Il s'agit d'étudier ici un réseau de jets composé d'une rangée de jets en impact sur une paroi courbe et de matrices de jets en impact sur une paroi plane regroupées sur un seul montage. Nous procéderons à la détermination des coefficients d'échange convectif par des mesures de température.

3.1 Montage expérimental

Nous reprenons ici une expérience réalisée par Fénot [21] à laquelle nous avons apporté des modifications. Nous avons ainsi intégré une alimentation des jets par un écoulement amont cisailant pour se rapprocher encore plus du cas réel. La méthode de mesure thermique reste identique à celle employée dans les parties précédentes.

3.1.1 Veine d'essai

La veine d'essai se compose d'une chemise de section $3,314 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2$ en U percées de multiples trous (cf figure II.27). Cette section se compose d'une partie rectangulaire de $20 \times 150 \text{ mm}^2$ et d'un demi-cercle de rayon 10 mm. La chemise a une épaisseur de 10 mm et constitue un bloc d'injection. Dans la partie arrondie de la chemise, 9 trous de diamètre 12,5 mm sont alignés le long de l'axe vertical y et espacés de 40 mm (le trou central étant situé en $y = 0$). Dans les parties planes de la chemise, on dénombre deux matrices de 15 trous chacune. Ces trous sont répartis sur 3 rangées de 5 lignes. Ils ont un diamètre de 10 mm et sont espacés de 50 mm dans le sens de l'abscisse curviligne et de 80 mm selon l'axe y . L'écoulement dans la chemise va du haut vers le bas selon l'axe vertical y et est caractérisé par un nombre de Reynolds Re_{chem} égal à 20 000. Une partie de l'air traversant la chemise sert à alimenter les trous depuis lesquels des jets vont se former et venir en impact sur la paroi d'impact. Le débit d'air global passant par les jets est caractérisé par un nombre de Reynolds Re_{inj} égal à 5 000. La paroi d'impact a un profil se rapprochant d'une aube de turbine. Au bord d'attaque, la distance d'impact est de 80 mm ($H/D = 6,4$). La plaque d'impact se prolonge ensuite de façon à devenir plane sur la partie intrados/extrados où on a alors une distance d'impact de 20 mm ($H/D = 2$). Deux plaques de confinement viennent fermer la veine d'essai et l'évacuation de l'air issu des jets se fait par le bord de fuite de l'aube.

II.3 Configuration schématique d'une aube de turbine

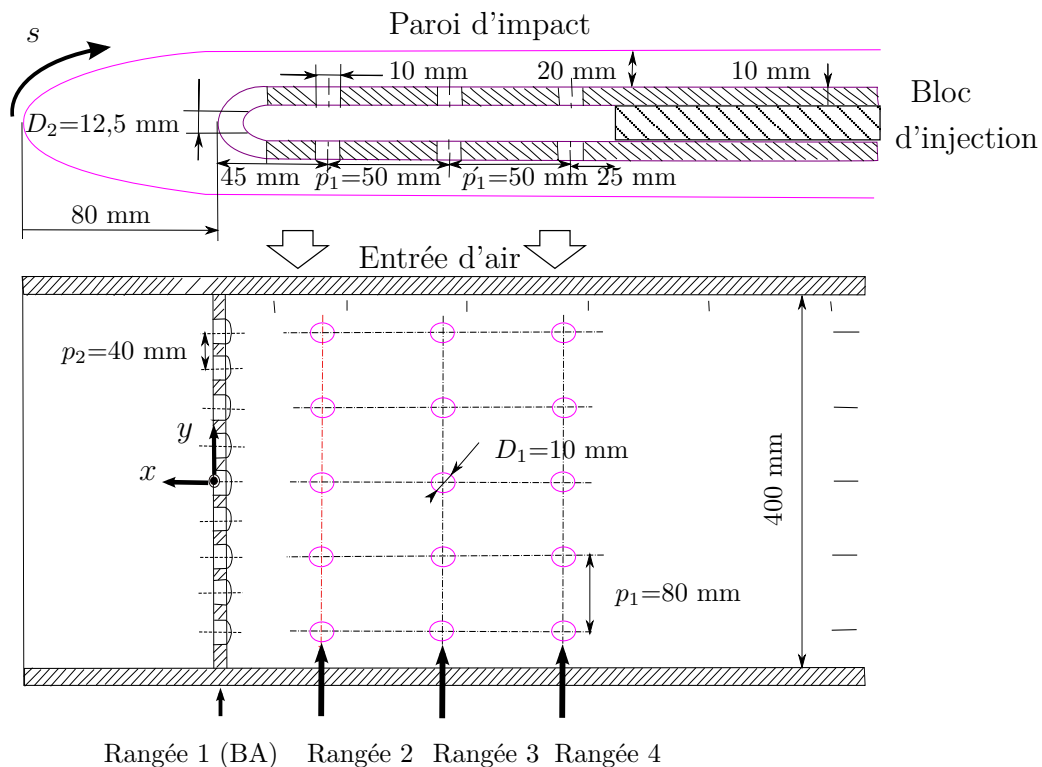


Figure II.27 – Schéma du bloc d'injection

3.1.2 Contrôle et mesure des débits

Le dispositif d'essai est alimenté par le même ventilateur centrifuge MEIDINGER 20 000 Pa que précédemment. Un système de refroidissement par eau LYTRON y est associé afin de maintenir la température dans le circuit identique à celle de l'air ambiant. Le dispositif d'essai comprend une entrée pour la chemise et deux sorties, une pour la chemise et une pour l'évacuation de l'air issu des jets. À l'entrée et à la sortie de la chemise sont placés deux vannes et deux débitmètres venturi. Le débit utilisé pour le refroidissement est alors déterminé par bilan. Les débitmètres sont reliés à des thermocouples de type K, des capteurs de pression absolue JUMO 800-1200 mbar et des capteurs de pression différentielle JUMO 0-10 mbar. Nous mesurons et contrôlons ainsi le débit d'air passant dans la chemise et le débit d'air global utilisé pour les injecteurs. Les coefficients de décharge C_d des débitmètres sont mesurés à $0,89 \pm 0,02$ lors d'un étalonnage *in situ*. Deux plaques de confinement viennent se positionner en entrée et en sortie de la chemise pour le maintien du montage. L'évacuation de l'air issu des jets se fait au bord de fuite de l'aube directement à l'air ambiant. La mesure du débit d'air utilisé pour les injecteurs se fait par différence entre l'entrée et la sortie de la chemise.

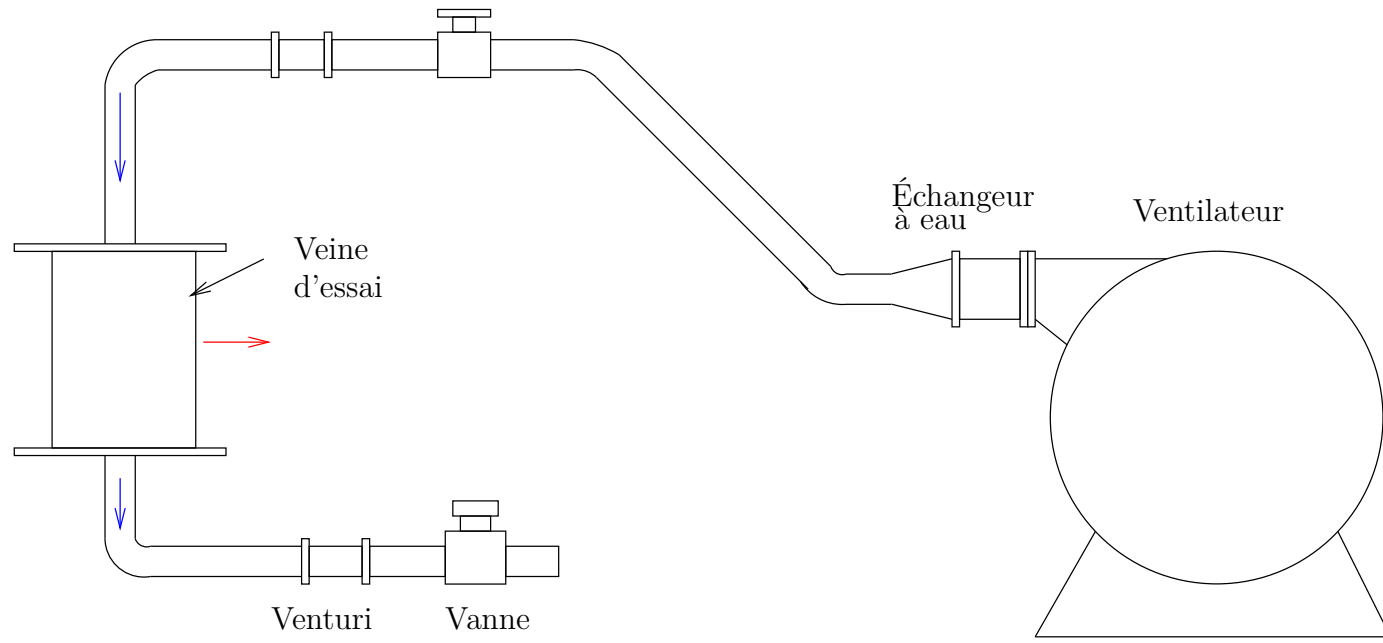


Figure II.28 – Schéma du dispositif expérimental

II.3 Configuration schématique d'une aube de turbine

La répartition du débit global entre les différents injecteurs ne fait l'objet d'aucune régulation dans le but de se rapprocher d'une aube réelle. Cependant, la connaissance de ces débits est essentielle pour la comparaison avec les mesures thermiques issues des deux premières parties de notre étude. Pour ce faire, nous avons retiré la plaque d'impact du dispositif expérimental puis nous avons placé un système constitué d'une série de débitmètres venturi positionnés en sortie des injecteurs. Chacun de ces débitmètres est relié à un capteur de pression différentielle JUMO 0-50 mbar et sont préalablement étalonnés de manière indépendante au montage.

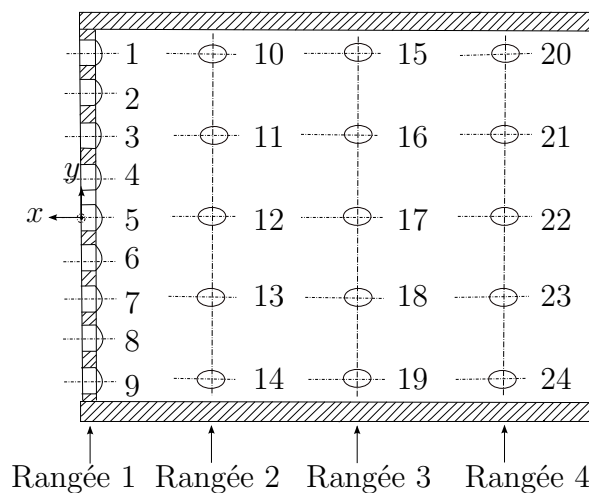


Figure II.29 – Numérotation des orifices d'injection

Nous avons mesuré les débits passant par les différents orifices d'injection et nous les avons exprimés en pourcentage du débit global. Nous avons reporté nos résultats dans le tableau II.7 et nous les avons représentés sous forme d'histogramme en figure II.30. La moyenne sur ces 39 trous est donc 2,5%. Nous pouvons constater que les écarts autour de cette moyenne sont faibles (0,6% au maximum). Néanmoins, il existe une certaine variation dans cette répartition des débits qui reflète une tendance dans l'alimentation des injecteurs. De manière générale, les premiers trous sont moins alimentés que les suivants et ainsi de suite jusqu'aux derniers trous d'injection. En ce qui concerne la rangée de trous du bord d'attaque, on observe la tendance précédemment décrite puis une stagnation des débits à partir du trou n° 5. Pour ce qui est des matrices des parties intrados et extrados, nous observons l'augmentation des débits dans les injecteurs entre les premiers et les derniers trous, mais nous observons aussi que les rangées de jets sont plus alimentées que les précédentes lorsque l'on se déplace du bord d'attaque au bord de fuite.

Chapitre II. Dispositifs d'essais et méthodes expérimentales

n° du trou	débit (en %)	n° du trou	débit (en %)	n° du trou	débit (en %)	n° du trou	débit (en %)
1	1,92	10	2,30	15	2,47	20	2,75
2	2,03	-	-	-	-	-	-
3	2,42	11	2,28	16	2,46	21	2,73
4	2,57	-	-	-	-	-	-
5	2,82	12	2,36	17	2,53	22	2,81
6	2,84	-	-	-	-	-	-
7	2,76	13	2,33	18	2,50	23	2,85
8	2,85	-	-	-	-	-	-
9	2,84	14	2,49	19	2,68	24	2,88

Tableau II.7 – Répartition des débits dans les injecteurs

Nous pouvons expliquer ces effets en considérant que l'écoulement change de direction brusquement pour alimenter les injecteurs. Ce changement de direction est d'autant plus difficile que l'écoulement amont est fort. Ainsi, les premiers trous se retrouvent moins alimentés que les suivants. Les débits au bord d'attaque sont plus importants car le diamètre des orifices d'injection est plus grand que ceux des matrices (12,5 mm au lieu de 10 mm sur les matrices). Ce débit affaiblit d'ailleurs celui des rangées voisines près du bord d'attaque, ce qui explique que ces rangées sont moins alimentées que celles positionnées plus loin du bord d'attaque.

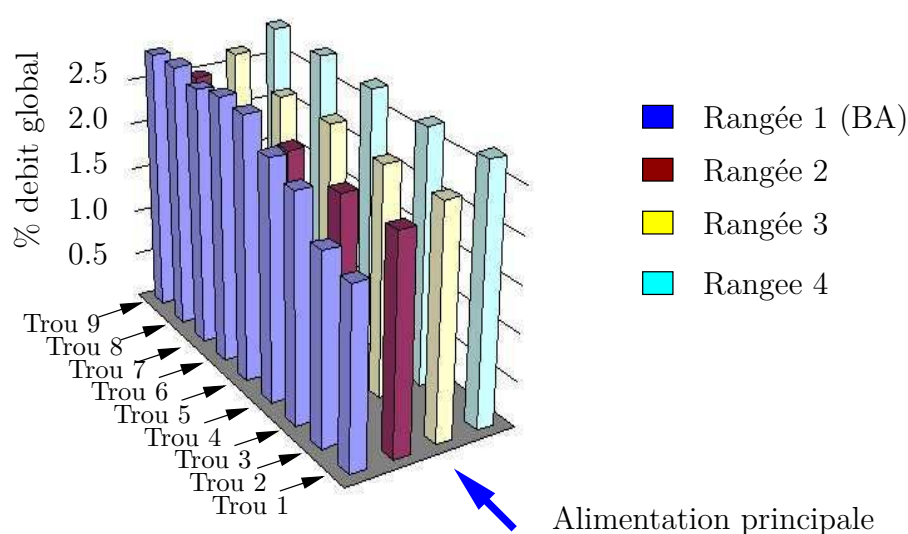


Figure II.30 – Répartition des débits dans les injecteurs

3.1.3 Plaque d'impact

Nous nous intéressons aux échanges thermiques sur la paroi d'impact. Pour cela, nous utilisons le même principe de mesure que dans les études précédentes. La plaque d'impact est une plaque de 416x820 mm² et de 0,4 mm d'épaisseur en résine d'époxy sur laquelle un circuit électrique en cuivre d'épaisseur 0,35 μm est gravé. Ce circuit est une suite de lignes parallèles à l'axe de la rangée de jets du bord d'attaque, donc perpendiculaires à la courbure de la plaque d'impact. Ces pistes ont une largeur constante égale à 2 mm et une longueur de 380 mm. L'interpiste vaut 0,2 mm ce qui donne une largeur totale du circuit de 660 mm. Ce circuit est divisé en trois parties égales de 100 bandes et alimentées chacune par une alimentation HP E3634A capable de délivrer une puissance de 200 W chacune. Le cuivre possède une résistivité électrique de $1,78 \cdot 10^{-8} \Omega \cdot m$ ce qui donne au circuit une résistance électrique de 9,5 Ω par partie à 20 ° C. La surface cuivrée représente $228 \cdot 10^{-3} m^2$ et les deux faces de la plaque sont peintes en noir avec une peinture d'émissivité connue valant $\varepsilon = 0,95 \pm 0,02$.



Figure II.31 – Plan de la plaque chauffante

3.2 Méthode d'analyse thermique

Nous utilisons la même méthode que précédemment afin de déterminer les coefficients d'échange de chaleur convectif en face avant (la face soumise aux impacts de jets). Une caméra infrarouge CEDIP vient visualiser les températures sur la face avant. Le positionnement de la caméra lors des mesures entraîne une résolution spatiale de 1 mm^2 par pixel. Les gammes de température utilisées sont toujours $5\text{-}40^\circ \text{ C}$ et $40\text{-}110^\circ \text{ C}$. Les cartographies sont moyennées à partir d'un échantillonnage de 100 images pendant 10 s, échantillonnage effectué à une fréquence de 50 Hz en ne gardant qu'une image sur cinq afin de minimiser le bruit de mesure. Ceci nous permet d'accéder à des mesures en vue d'une analyse en régime stationnaire. Du fait de la courbure et de la zone d'étude à couvrir, nous utilisons la caméra à huit positions comme indiqué sur la figure II.32. Nous pouvons ainsi parcourir la plaque d'impact le long de l'abscisse curviligne s dont l'origine se trouve au centre de la plaque et le long de l'axe y (axe de l'écoulement principal). L'angle entre l'axe de la caméra et la normale de la surface cible ne dépasse donc pas les 30° et l'émissivité est considérée comme constante.

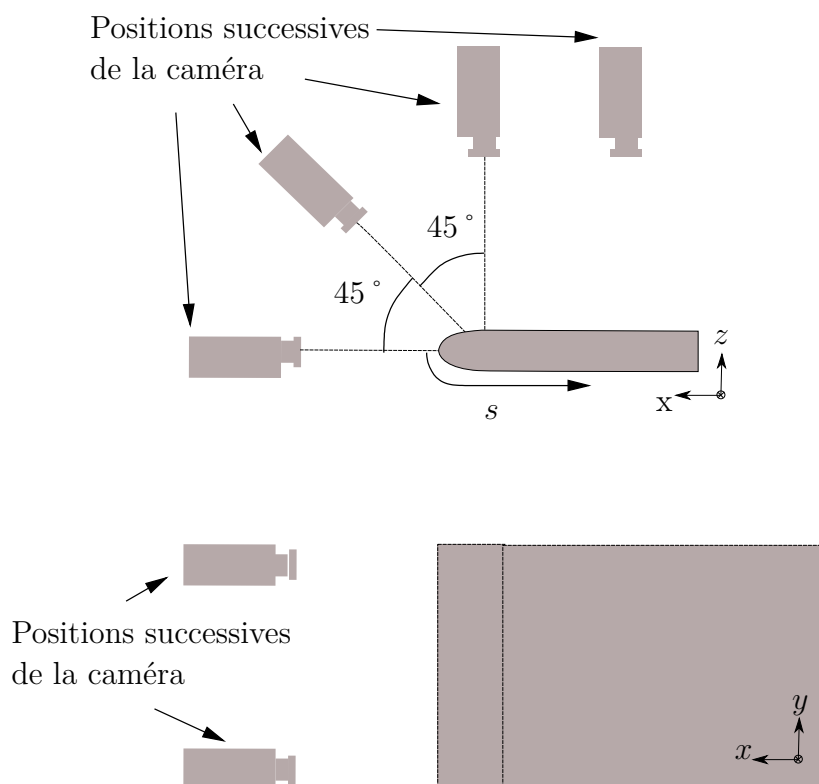


Figure II.32 – Positions de la caméra pour les mesures de température

II.3 Configuration schématique d'une aube de turbine

Nous faisons un bilan des flux thermiques sur la plaque d'impact en isolant la face avant. Ceci nous donne accès aux coefficients d'échange en face arrière, ce qui nous permettra de calculer ensuite les échanges en face avant. Ainsi, nous obtenons en figure II.33 la cartographie du coefficient h_{arr} . Nous observons que ce coefficient ne dépasse pas la valeur de $15 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ (observée dans la partie basse du montage).

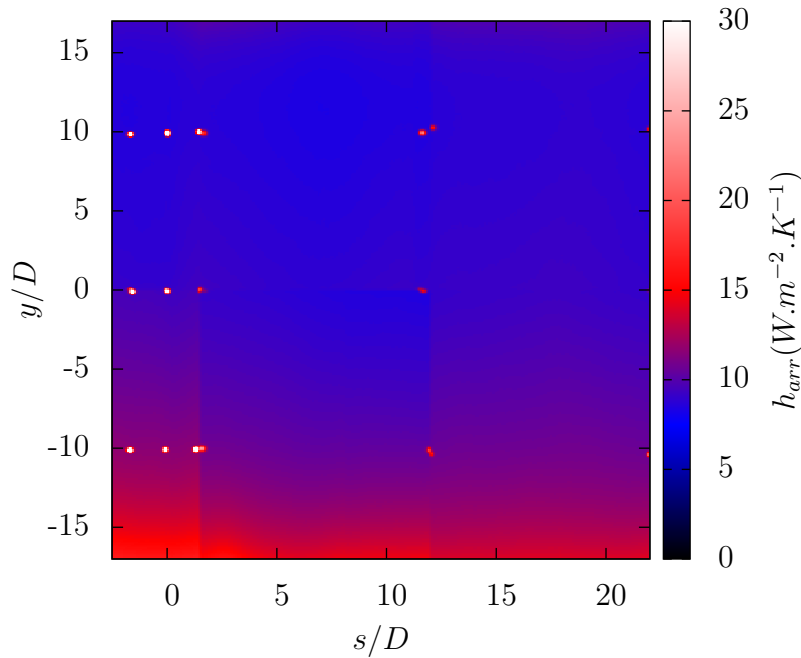


Figure II.33 – Distribution du coefficient d'échange en face arrière

Nous pouvons ensuite calculer les grandeurs h_{av} , $adiab$ et r^2 en face avant ainsi que les incertitudes. Les incertitudes sont déterminées de la même manière que précédemment avec les mêmes erreurs-types sur les températures et sur les constantes du système. Nous présentons ces résultats en figure II.34. Nous remarquons que le coefficient de régression linéaire est très proche de 1 dans les zones d'impact des jets sur la partie plane. Cependant, on note une nette dégradation de ces coefficients dans la zone d'impact au bord d'attaque. L'origine de cette dégradation reste difficile à déterminer mais nous pouvons émettre l'hypothèse que la forte courbure relative n'est pas sans effet sur la topologie de l'écoulement dans cette zone. En effet, le rayon de courbure local au bord d'attaque est de 20 mm ce qui nous donne une courbure relative C_R égale à 0,62. Néanmoins, le manque d'information sur ce type de configuration ne nous permet pas de conclure. Les incertitudes sur h_{av} ne dépassent pas les 10% et les incertitudes sur T_{adiab} ne dépassent pas les 5 K.

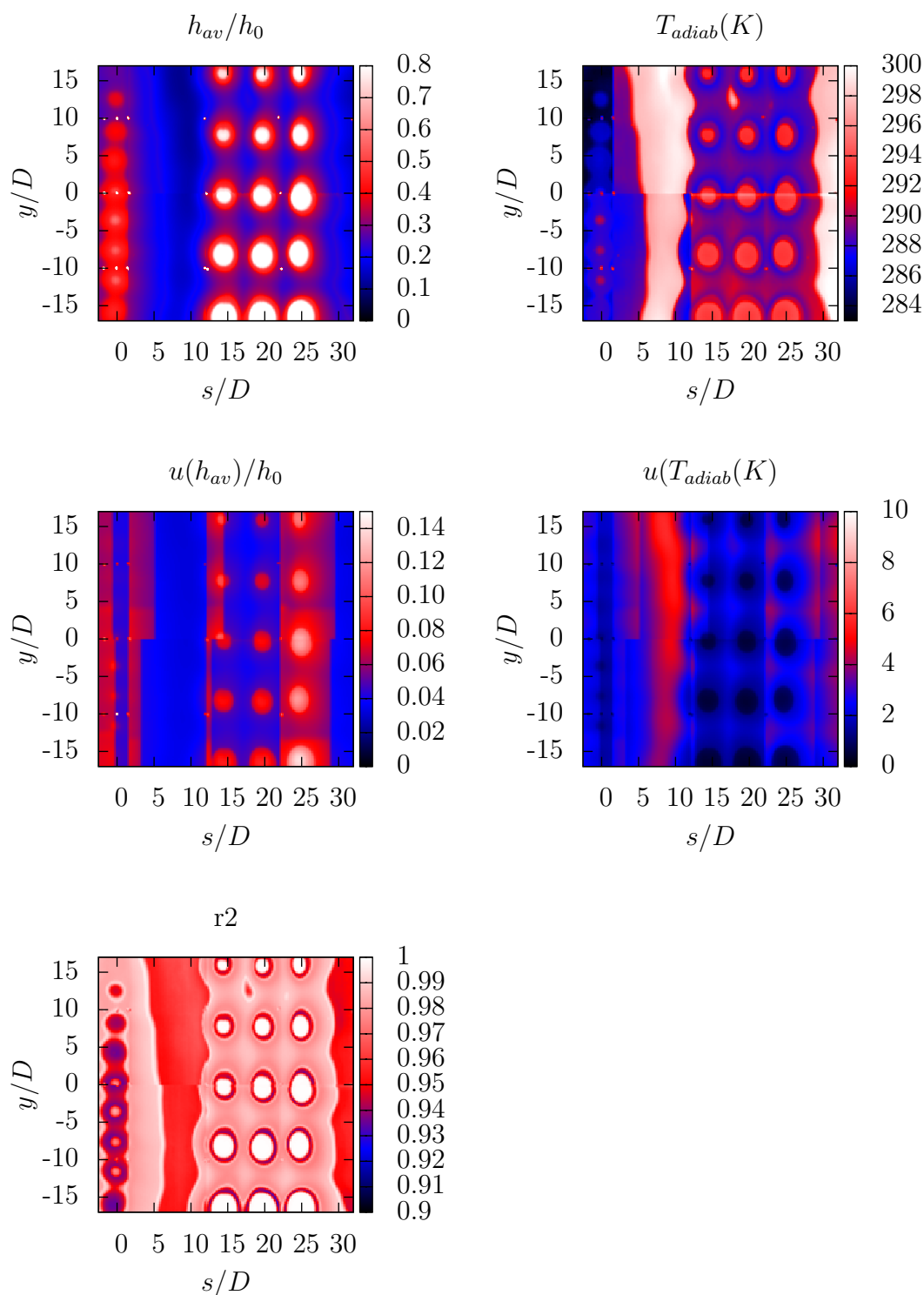


Figure II.34 – Exemple de distributions de h_{av}/h_0 , T_{adiab} , r^2 et des incertitudes en face avant

4 Conclusions intermédiaires

Nous avons présenté les trois différents dispositifs expérimentaux de notre étude et les moyens de mesure que nous avons utilisés. La ligne directrice de notre étude est de considérer plusieurs montages d'impact de jets en gardant la particularité d'une alimentation par un écoulement cisailant amont. Pour le premier montage nous procédons à des mesures de vitesse par PIV standard. Nous verrons par la suite que l'écoulement que nous considérons est fortement tridimensionnel ce qui implique une certaine prudence sur l'analyse des résultats. En effet, cette technique de mesure de vitesse ne permet pas de déterminer les trois composantes de la vitesse mais seulement les deux du plan sondé. Nous avons également procédé à des mesures thermiques par caméra infrarouge sur les trois dispositifs d'essai. La technique que nous avons utilisée nous donne une bonne confiance dans la détermination des coefficients d'échange convectif dans la zone de l'impact des jets. Nous nous concentrerons donc sur ces zones pour notre analyse thermique. Enfin l'introduction de la méthode des plans d'expériences va nous permettre de réduire le nombre d'essai dans la première partie de notre étude. Ceci se fait au détriment de certaines informations mais nous conservons les principales informations nécessaires à l'analyse de l'influence des différents paramètres. Nous utiliserons également la méthode des plans d'expériences pour la seconde partie de notre étude mais sans perte d'informations (sans bruit de fond propre au plan d'expériences). Nous pourrions ainsi déterminer un ordre de grandeur du bruit de fond introduit par le plan d'expériences lors de la première partie de l'étude.

Chapitre III

Résultats expérimentaux

Dans ce chapitre nous allons présenter les résultats pour les trois montages expérimentaux que nous avons présentés dans le chapitre précédent. Nous rappelons qu'il s'agit de trois configurations différentes mais qui présentent une caractéristique commune. Cette caractéristique est une alimentation en air des injecteurs qui se fait par un écoulement cisaillant en amont de l'injection et une injection à travers une paroi fine.

La première expérience consiste en un jet rond unique en impact sur une paroi plane. L'alimentation de ce jet se fait donc par un écoulement amont cisaillant et le jet débouche dans une enceinte confinée et parcourue par un écoulement transversal au jet. Les mesures effectuées sont des mesures de vitesse par PIV standard et de température par caméra Infrarouge qui nous permettent d'accéder à la topologie aérodynamique du jet et à la distribution des échanges de chaleur sur la surface d'impact. Cette étude thermique porte sur plusieurs paramètres géométriques (distance d'impact, épaisseur de la plaque d'injection) et aérodynamiques (nombre de Reynolds pour l'alimentation, l'injection et l'écoulement transversal) et se base donc sur un plan d'expériences adapté. Les principes de cette méthode sont exposés dans l'annexe A. L'introduction de la méthode des plans d'expériences pour cette étude explique le formalisme des résultats.

La seconde expérience porte sur l'impact d'une rangée de cinq jets circulaires sur une paroi concave. L'alimentation des jets se fait toujours selon le même principe à partir d'un écoulement amont cisaillant. Les résultats sont uniquement thermiques et les influences se limitent à deux paramètres : la distance d'impact et le nombre de Reynolds de l'injection. Cette fois encore, un plan d'expériences a été mis en place pour cette étude.

La dernière expérience présente les résultats thermiques d'une configuration plus proche d'une aube de turbine complète. Il s'agit d'une chemise multiperforée alimentée par un

écoulement amont cisailant par rapport aux perçages. Plusieurs jets se forment donc et viennent en impact sur une paroi comportant une partie concave et deux parties planes simulant respectivement le bord d'attaque et les parties intrados/extrados d'une aube de turbine.

1 Jet unique en impact sur plaque plane

Les résultats que nous allons présenter dans les lignes qui suivent concernent les mesures de vitesse et de température effectuées sur une configuration de jet unique en impact sur une paroi plane. Nous allons rappeler la géométrie utilisée pour la veine d'essai et les paramètres à faire varier, puis les points essentiels des méthodes de mesures afin de permettre une bonne compréhension des résultats exposés. Nous exposerons ensuite les données aérodynamiques puis les données thermiques, et nous finirons avec une analyse de ces données.

1.1 Dispositif expérimental

Ce montage consiste en un écoulement principal sur lequel est prélevée une partie de l'air qui passe par un trou perpendiculaire à cet écoulement (cf figure III.1). Un jet se forme et vient en impact sur une paroi plane. Un écoulement secondaire existe entre la plaque d'injection et la plaque d'impact. Cet écoulement est transversal au jet et faible comparé à celui du jet (rapport de quantité de mouvement inférieur à 1%). Le diamètre de l'injection D est égal à 10mm. Les paramètres géométriques que l'on fait varier sont l'épaisseur e de la plaque d'injection et la distance d'impact H entre la sortie de l'injecteur et la plaque d'impact. Les nombres de Reynolds de l'écoulement principal Re_{chem} , de l'injection Re_{inj} et de l'écoulement secondaire Re_{ent} varient également. Leur domaine de variation a pour but de refléter les conditions de fonctionnement rencontrées dans le cas industriel en considérant une maquette à grande échelle se basant sur la similitude de Reynolds. Ainsi, nous avons le plan d'expériences exposé dans le tableau III.1.

1.2 Analyse thermique

Notre expérience comprend donc une étude thermique avec cinq paramètres différents. Un nombre important d'essais est donc nécessaire à cette étude et nous avons décidé de nous appuyer sur la méthode des plans d'expériences pour réduire ce nombre d'essais.

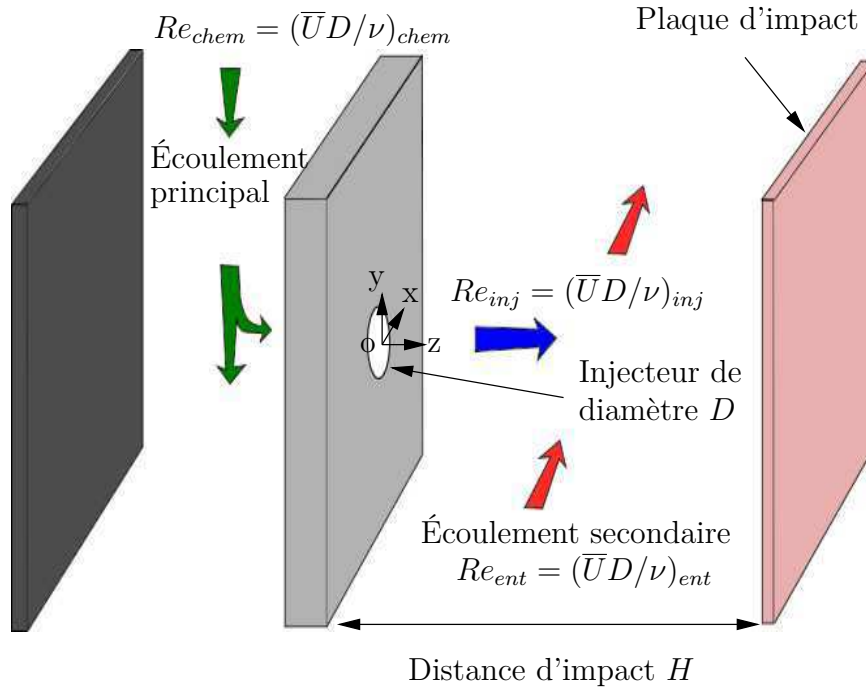


Figure III.1 – Schéma de la veine d'essai

Comme nous l'avons expliqué précédemment, l'utilisation de la méthode des plans d'expériences permet de réduire le nombre d'essais à réaliser lors d'une campagne expérimentale, et dans le cas présent ce nombre d'expériences se réduit à 54. À partir de ce plan nous pouvons déterminer les effets principaux de chacun des paramètres et leur associer un poids statistique, représentant la fiabilité des résultats obtenus. Ainsi, l'influence de la distance d'impact est donnée avec un poids statistique de 9 et l'influence des autres facteurs est donnée avec un poids statistique de 18. Ces poids statistiques nous assurent une bonne fiabilité des résultats.

1.2.1 Nombres de Nusselt moyen et nombre de Nusselt local à l'impact

Les réponses auxquelles nous nous sommes intéressés dans cette étude sont la valeur du nombre de Nusselt au point de stagnation et une valeur moyenne du nombre de Nusselt dans la zone de stagnation dont nous expliquerons le calcul ultérieurement, dans le but de comparer ces valeurs aux résultats issus des études bibliographiques antérieures. La température de référence utilisée pour la définition du nombre de Nusselt est la température adiabatique de paroi dont la méthode de calcul est exposée dans le chapitre II page 42. On vérifie que celle-ci est très proche de celle du jet dans la zone de stagnation, zone qui nous intéresse dans notre étude.

Chapitre III. Résultats expérimentaux

Exp n°	H/D	Re_{chem}	e/D	Re_{ent}	Re_{inj}
1	2	20000	0,8	0	5000
2	2	20000	1	500	15000
3	2	20000	1,2	1000	23000
4	2	40000	0,8	500	23000
5	2	40000	1	1000	5000
6	2	40000	1,2	0	15000
7	2	60000	0,8	1000	15000
8	2	60000	1	0	23000
9	2	60000	1,2	500	5000
10	4	20000	0,8	500	23000
11	4	20000	1	1000	5000
12	4	20000	1,2	0	15000
13	4	40000	0,8	1000	5000
14	4	40000	1	0	15000
15	4	40000	1,2	500	23000
16	4	60000	0,8	0	15000
17	4	60000	1	500	23000
18	4	60000	1,2	1000	5000
19	5	20000	0,8	1000	15000
20	5	20000	1	0	23000
21	5	20000	1,2	500	5000
22	5	40000	0,8	0	23000
23	5	40000	1	500	5000
24	5	40000	1,2	1000	15000
25	5	60000	0,8	500	5000
26	5	60000	1	1000	15000
27	5	60000	1,2	0	23000
28	6	20000	0,8	0	5000
29	6	20000	1	500	15000
30	6	20000	1,2	1000	23000
31	6	40000	0,8	500	23000
32	6	40000	1	1000	5000
33	6	40000	1,2	0	15000
34	6	60000	0,8	1000	15000
35	6	60000	1	0	23000
36	6	60000	1,2	500	5000
37	8	20000	0,8	500	23000
38	8	20000	1	1000	5000
39	8	20000	1,2	0	15000
40	8	40000	0,8	1000	5000
41	8	40000	1	0	15000
42	8	40000	1,2	500	23000
43	8	60000	0,8	0	15000
44	8	60000	1	500	23000
45	8	60000	1,2	1000	5000
46	10	20000	0,8	1000	15000
47	10	20000	1	0	23000
48	10	20000	1,2	500	5000
49	10	40000	0,8	0	23000
50	10	40000	1	500	5000
51	10	40000	1,2	1000	15000
52	10	60000	0,8	500	5000
53	10	60000	1	1000	15000
54	10	60000	1,2	0	23000

Tableau III.1 – Plan d'expériences de l'étude thermique

1.2.1.1 Définitions des valeurs étudiées

Nous avons tracé en figure III.2 un exemple de cartographie du nombre de Nusselt Nu , normalisé par sa valeur au point de stagnation Nu_0 . Nous avons également extrait des profils de cette cartographie selon les axes x et y qui représentent les axes privilégiés des écoulements principaux et secondaires. Nous avons mis en regard une cartographie et un profil des nombres de Nusselt issus d'un jet axisymétrique avec une distance d'impact et un nombre de Reynolds pour l'injection similaire. Nos premières observations révèlent le caractère non-axisymétrique de la distribution des échanges de chaleur sur la plaque d'impact dans notre cas d'étude. En effet, les isocontours du nombre de Nusselt présentent une forme ovoïde plutôt que circulaire. De plus, dans les configurations étudiées, la répartition du nombre de Nusselt présente un maximum au point de stagnation, puis décroît de manière monotone quelle que soit la direction choisie (pas de pic secondaire). Nous avons donc décidé de faire une moyenne du nombre de Nusselt non pas sur un disque de rayon constant mais sur une surface délimitée par un isocontour du nombre de Nusselt (cf figure III.3). L'aire de cette surface est choisie égale à $\pi(5D)^2$ afin de comparer nos résultats à ceux obtenus par Brevet [8] pour une configuration de jet issu d'un tube long en impact sur une plaque plane. Ce dernier a obtenu des répartitions axisymétriques du nombre de Nusselt qu'il a ensuite moyenné sur un disque de rayon égal à cinq fois le diamètre de l'injecteur. Nous noterons \overline{Nu}_{5D} ce nombre de Nusselt moyen.

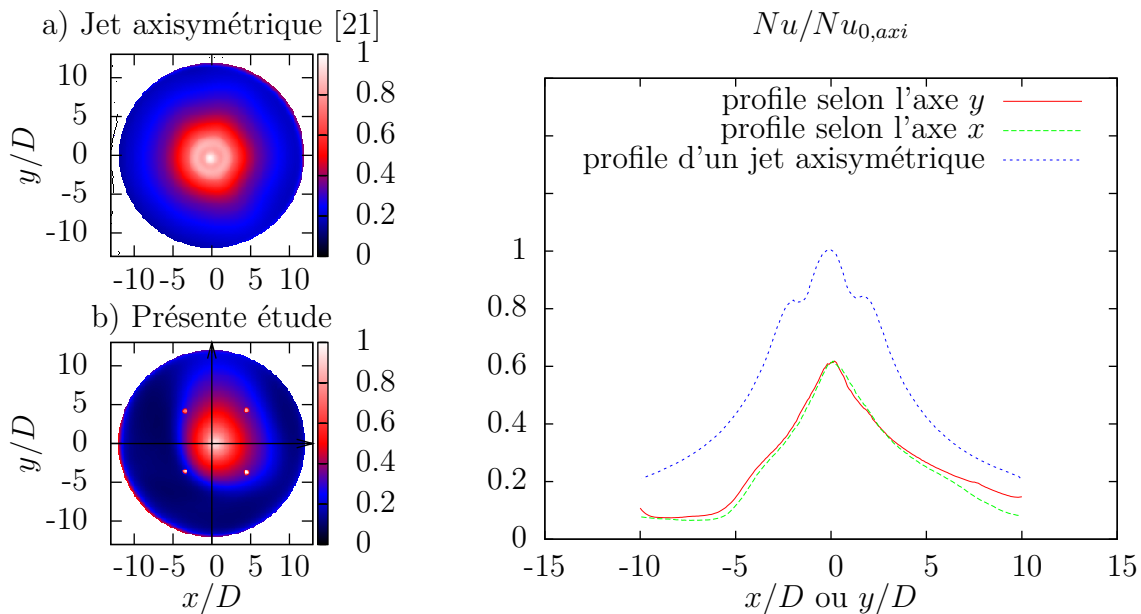


Figure III.2 – Exemple de cartographies et de profils du nombre de Nusselt normalisé en face avant pour un jet axisymétrique [21] et pour la configuration $Re_{chem} = 20\,000$, $Re_{inj} = 5\,000$, $Re_{ent} = 0$, $H/D = 2$, $e/D = 0,8$

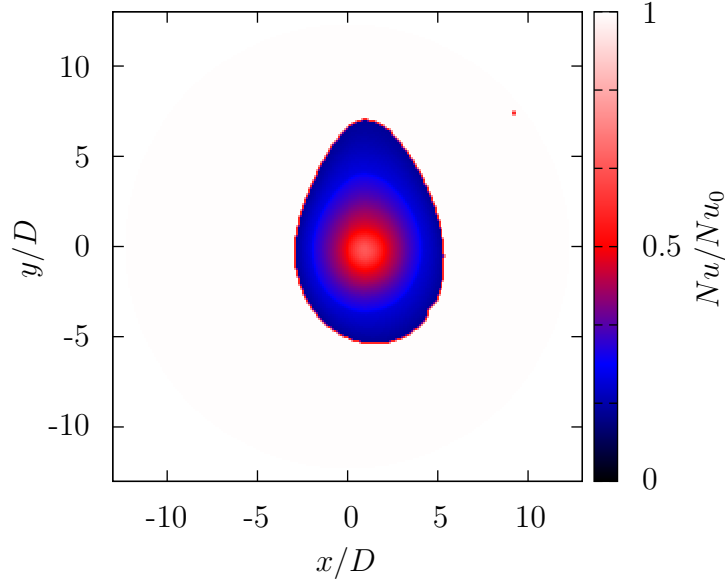


Figure III.3 – Surface équivalente à un disque de rayon $5D$

1.2.1.2 Résultats

Les résultats de cette étude sont regroupés dans le tableau III.2. Ce tableau présente pour chacune des 54 configurations étudiées les nombres de Nu_0 au point de stagnation et les nombres de Nusselt moyens \overline{Nu}_{5D} . Nous avons négligé les interactions entre facteurs dans notre modélisation car nous verrons ultérieurement que celles-ci ne sont pas significatives. Le calcul des effets de H/D consomme 5 ddl (degrés de liberté), et 2 ddl sont consommés pour chacun des autres facteurs. Le calcul de la moyenne générale consomme 1 ddl et le nombre de ddl alloués au calcul de la variance résiduelle V_r est donc de $54-1-5-2-2-2-2=40$. Pour un risque de 5% (c.-à-d. un taux de confiance de 95%) selon le test de SNEDECOR, nous devons alors comparer à la valeur F le rapport de la variance du facteur considéré sur la variance résiduelle. La valeur F est égale à 2,45 pour l'influence de H/D et égale à 3,23 pour les autres facteurs (cf tableau A.4 en annexe A). Si le rapport des variances est inférieur à ces valeurs de F , alors le facteur considéré est jugé comme ayant une influence non-significative. Au contraire, il sera significatif si le rapport des variances est supérieur à F . Nous pouvons ensuite calculer les influences de chaque paramètre de l'étude à partir de nos résultats.

Le formalisme de la méthode des plans d'expériences nous conduit à présenter nos résultats selon l'expression générale suivante :

$$\mathcal{Y}_{i,j,k,l,m} = \mathbf{I}_Y + [H/D_Y]_i + [Re_{chem,Y}]_j + [e/D_Y]_k + [Re_{ent,Y}]_l + [Re_{inj,Y}]_m \quad (\text{III.1})$$

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

Avec $\mathcal{Y}_{i,j,k,l,m}$ la modélisation de la grandeur Y par le plan d'expériences,

\mathbf{I}_Y la moyenne générale,

$[H/D_Y]_i$ l'influence du facteur H/D au niveau i ,

$[Re_{chem,Y}]_j$ l'influence du facteur Re_{chem} au niveau j ,

$[e/D_Y]_k$ l'influence du facteur e/D au niveau k ,

$[Re_{ent,Y}]_l$ l'influence du facteur Re_{ent} au niveau l ,

$[Re_{inj,Y}]_m$ l'influence du facteur Re_{inj} au niveau m .

Les réponses fournies par notre modèle sont donc exprimées de la manière suivante :

$$\begin{aligned} Nu_0 = & \mathbf{I}_{Nu_0} + [H/D_{Nu_0}]_{2;4;5;6;8;10} + [Re_{chem,Nu_0}]_{20000;40000;60000} \\ & + [e/D_{Nu_0}]_{0,8;1;1,2} + [Re_{ent,Nu_0}]_{0;500;1000} + [Re_{inj,Nu_0}]_{5000;15000;23000} \end{aligned} \quad (\text{III.2})$$

$$\begin{aligned} \overline{Nu}_{5D} = & \mathbf{I}_{\overline{Nu}_{5D}} + [H/D_{\overline{Nu}_{5D}}]_{2;4;5;6;8;10} + [Re_{chem,\overline{Nu}_{5D}}]_{20000;40000;60000} \\ & + [e/D_{\overline{Nu}_{5D}}]_{0,8;1;1,2} + [Re_{ent,\overline{Nu}_{5D}}]_{0;500;1000} + [Re_{inj,\overline{Nu}_{5D}}]_{5000;15000;23000} \end{aligned} \quad (\text{III.3})$$

Ainsi, par exemple, lorsque $H/D = 2$, $Re_{chem} = 20\ 000$, $e/D = 0,8$, $Re_{ent} = 0$ et $Re_{inj} = 5000$, nous avons $\overline{Nu}_{5D} = \mathbf{I}_{\overline{Nu}_{5D}} + [H/D_{\overline{Nu}_{5D}}]_{H/D=2} + [Re_{chem,\overline{Nu}_{5D}}]_{Re_{chem}=20000} + [e/D_{\overline{Nu}_{5D}}]_{e/D=0,8} + [Re_{ent,\overline{Nu}_{5D}}]_{Re_{ent}=0} + [Re_{inj,\overline{Nu}_{5D}}]_{Re_{inj}=5000}$. Ce formalisme peut se représenter de manière graphique (cf figure III.4). Chaque courbe représente l'influence de chaque paramètre pris séparément par leur écart (courbe en lignes rouges) autour de la moyenne générale (représentée en lignes pointillées bleues).

1.2.1.3 Analyse

Nous procédons à l'analyse de la variance par le test statistique de SNEDECOR sur les différents facteurs du plan d'expériences à partir des résultats précédents. Ce test va nous permettre de déterminer si les influences considérées dans notre modèle sont significatives ou non. Ainsi, une première analyse par ce test va nous permettre d'écarter les interactions d'ordre deux entre facteurs. Dans notre modélisation finale, nous nous concentrons uniquement sur les influences principales. Nous allons ensuite pouvoir les classer en deux parties selon si elles sont significatives ou non. Le rapport des variances des facteurs sur la variance résiduelle pour les différents facteurs sont donnés dans le tableau III.3. On obtient donc que les influences de l'épaisseur de la plaque d'impact, du nombre de Reynolds dans l'entrefer et du nombre de Reynolds dans la chemise ne sont pas significatives, et que les influences du nombre de Reynolds de l'injection et de la distance d'impact sont significatives.

Chapitre III. Résultats expérimentaux

Exp n°	H/D	Re_{chem}	e/D	Re_{ent}	Re_{inj}	Nu_0	\overline{Nu}_{5D}
1	2	20000	0,8	0	5000	41	16
2	2	20000	1	500	15000	59	24
3	2	20000	1,2	1000	23000	103	42
4	2	40000	0,8	500	23000	78	35
5	2	40000	1	1000	5000	34	22
6	2	40000	1,2	0	15000	61	25
7	2	60000	0,8	1000	15000	46	26
8	2	60000	1	0	23000	83	37
9	2	60000	1,2	500	5000	38	19
10	4	20000	0,8	500	23000	72	40
11	4	20000	1	1000	5000	42	18
12	4	20000	1,2	0	15000	74	38
13	4	40000	0,8	1000	5000	48	21
14	4	40000	1	0	15000	49	28
15	4	40000	1,2	500	23000	77	39
16	4	60000	0,8	0	15000	60	35
17	4	60000	1	500	23000	119	58
18	4	60000	1,2	1000	5000	50	27
19	5	20000	0,8	1000	15000	81	44
20	5	20000	1	0	23000	61	31
21	5	20000	1,2	500	5000	29	16
22	5	40000	0,8	0	23000	69	45
23	5	40000	1	500	5000	38	24
24	5	40000	1,2	1000	15000	66	38
25	5	60000	0,8	500	5000	42	26
26	5	60000	1	1000	15000	63	38
27	5	60000	1,2	0	23000	91	48
28	6	20000	0,8	0	5000	53	30
29	6	20000	1	500	15000	76	42
30	6	20000	1,2	1000	23000	98	53
31	6	40000	0,8	500	23000	77	49
32	6	40000	1	1000	5000	37	25
33	6	40000	1,2	0	15000	63	36
34	6	60000	0,8	1000	15000	69	41
35	6	60000	1	0	23000	71	44
36	6	60000	1,2	500	5000	32	21
37	8	20000	0,8	500	23000	65	39
38	8	20000	1	1000	5000	42	26
39	8	20000	1,2	0	15000	52	22
40	8	40000	0,8	1000	5000	42	26
41	8	40000	1	0	15000	55	35
42	8	40000	1,2	500	23000	79	49
43	8	60000	0,8	0	15000	55	36
44	8	60000	1	500	23000	74	48
45	8	60000	1,2	1000	5000	39	25
46	10	20000	0,8	1000	15000	60	39
47	10	20000	1	0	23000	66	43
48	10	20000	1,2	500	5000	24	17
49	10	40000	0,8	0	23000	62	44
50	10	40000	1	500	5000	30	22
51	10	40000	1,2	1000	15000	59	41
52	10	60000	0,8	500	5000	39	27
53	10	60000	1	1000	15000	59	41
54	10	60000	1,2	0	23000	49	37

Tableau III.2 – Plan d'expériences pour Nu_0 et \overline{Nu}_{5D}

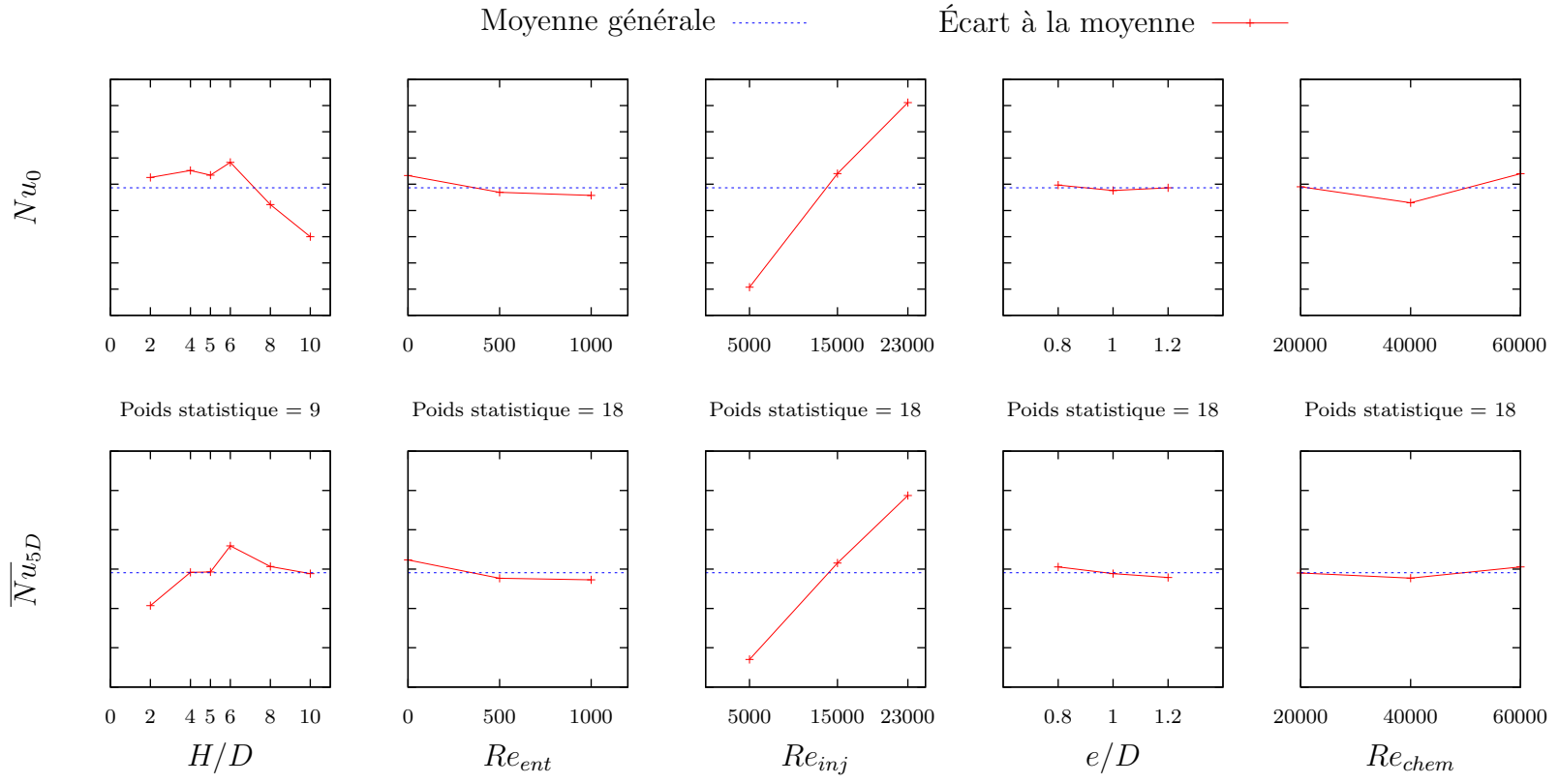


Figure III.4 – Influence des différents paramètres

Facteur A	V_A/V_r pour Nu_0	V_A/V_r pour \overline{Nu}_{5D}	F
H/D	3,18	2,59	2,45
Re_{chem}	0,57	0,18	3,23
e/D	0,02	0,16	3,23
Re_{ent}	0,31	0,70	3,23
Re_{inj}	23,32	39,12	3,23

Tableau III.3 – Rapport des variances sur la variance résiduelle V_r pour les différents facteurs

Paramètres non influents

Nous nous intéressons tout d'abord aux paramètres peu influents, c.-à-d. aux paramètres entraînant une variation faible autour de la moyenne générale. La faible influence de l'écoulement cisailant présent dans l'entrefer s'explique par la faiblesse de cet écoulement comparée à l'écoulement du jet (cf figure III.5). En effet, le rapport des quantités de mouvement de l'écoulement secondaire $|\vec{p}_{ent}|$ par rapport à celui du jet $|\vec{p}_{inj}|$ est de l'ordre de 5% ou inférieur ($|\vec{p}_{ent}| / |\vec{p}_{inj}| \leq 5\%$). L'écoulement secondaire perturbe donc très peu le jet et les échanges de chaleur en proche paroi. De plus, l'évacuation de l'écoulement après impact se fait toujours par la même sortie, la sortie de l'entrefer. Ainsi, en absence ou en présence de l'écoulement transversal secondaire, la topologie globale de l'écoulement varie peu car la quantité de mouvement de l'écoulement secondaire est également faible devant celle de l'écoulement de l'évacuation ($\leq 8\%$).

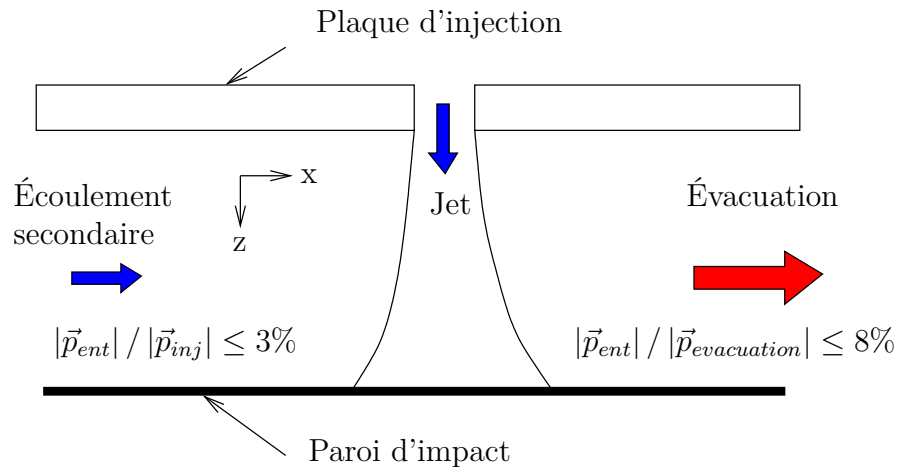


Figure III.5 – Faiblesse et absence d'influence de l'écoulement secondaire

La forme de l'injection conditionne l'écoulement du jet et par la suite les échanges de chaleur sur la plaque d'impact. Dans notre cas d'étude, les conditions de vitesse en sortie du jet peuvent être très différentes de celle rencontrées dans le cas d'un jet issu d'un tube long. L'air passe par un canal principal, puis une partie de cet air change brutalement de

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

direction pour passer à travers un trou situé dans une paroi fine. Dans la configuration d'un jet issu d'un tube long, on peut considérer que l'épaisseur de la plaque d'injection tend vers une valeur très grande alors que dans notre cas d'étude elle est de l'ordre du diamètre de l'injection. L'épaisseur de la paroi d'injection dans notre domaine de variation, ne semble pas influencer les échanges de chaleur sur la plaque d'impact. On peut alors supposer que ce paramètre ne modifie pas ou peu l'écoulement. On peut remarquer également que l'épaisseur de la plaque d'injection est un facteur qui varie relativement peu comparé aux autres facteurs ($0,8 \leq e/D \leq 1,2$). On peut donc également supposé que le domaine de variation de ce paramètre est trop restreint pour espérer voir une quelconque influence sur les échanges de chaleur. Une épaisseur de plaque tendant vers une valeur plus grande nous rapprocherait du cas de référence d'un jet issu d'un tube long. Ceci permettrait à l'écoulement de s'établir de manière moins turbulente.

L'influence du nombre de Reynolds de l'écoulement principal en amont de l'injection ne joue pas non plus de rôle significatif. Lorsque l'on fixe un nombre de Reynolds pour l'injection, l'écoulement principal n'influe pas sur le débit passant par l'injecteur. La seule différence qui existe alors en amont de l'injection lorsque l'on fait varier le nombre de Reynolds dans la chemise est le taux de turbulence. Nous avons vu, dans le premier chapitre, que le taux de turbulence dans le jet avait des conséquences sur la formation de structures tourbillonnaires dans la couche de mélange du jet [15, 58]. Ainsi, pour des faibles taux de turbulence ($\leq 10\%$) et de petites distances d'impact ($H/D \leq 4$), on peut observer des structures tourbillonnaires qui disparaissent pour des taux de turbulence plus élevés. Dans notre cas, les nombres de Reynolds dans la chemise sont compris entre 20 000 et 60 000. Les taux de turbulence à l'entrée de l'injecteur sont donc élevés car conditionnés par un fort nombre de Reynolds dans la chemise. De plus, l'écoulement subit un changement de direction brusque et on peut s'attendre à une élévation locale de la turbulence, qui reste difficile à quantifier à ce stade de l'étude.

Paramètres influents

Il reste donc deux paramètres influençant de manière significative les échanges de chaleur : le nombre de Reynolds de l'injection et la distance d'impact (cf figure III.6). Dans la littérature, on retrouve aussi ces deux facteurs parmi les plus influents.

Ainsi, les nombres de Nusselt moyen et les nombres de Nusselt au point de stagnation augmentent continûment avec Re_{inj} , ce qui s'explique par une plus grande quantité d'air pour un refroidissement plus efficace. Cette variation des nombres de Nusselt (moyen et au point de stagnation) est classique et traditionnellement donnée sous la forme de corrélation

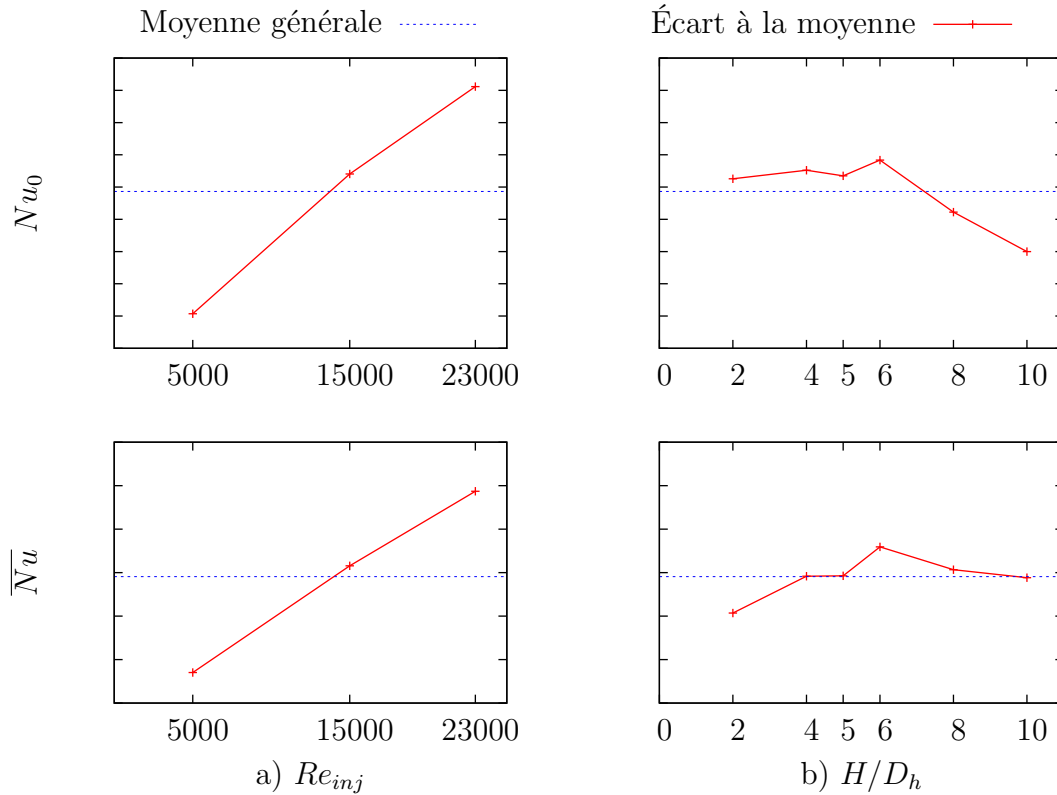


Figure III.6 – Réponses des paramètres influents a) Re_{inj} et b) H/D

avec l'influence du nombre de Reynolds de l'injection du type $Nu \propto Re_{inj}^B$. Ainsi, lorsque le nombre de Mach de l'injection reste inférieur à 0,2, Brevet[8] obtient $B = 0,74$ pour $7\,200 \leq Re_{inj} \leq 71\,500$ et d'autres auteurs (Goldstein et al.[30] avec $61\,000 \leq Re_{inj}$ et Huang et El Genk[37] avec $6\,000 \leq Re_{inj} \leq 60\,000$) obtiennent $B = 0,76$. Nous obtenons dans le cadre de notre étude $B = 0,78$, pour $5\,000 \leq Re_{inj} \leq 23\,000$.

La distance d'impact est le deuxième paramètre ayant une influence significative sur les échanges de chaleur. Nous observons une variation assez similaire pour les nombres de Nusselt moyen et au point de stagnation. Les échanges de chaleur augmentent avec la distance d'impact jusqu'à $H/D=4$, puis un point d'inflexion apparaît en $H/D=5$. Les échanges de chaleur augmentent de nouveau jusqu'à un maximum en $H/D=6$ puis diminuent une fois passé ce maximum. Cette évolution du nombre de Nusselt en fonction de la distance d'impact n'est pas classique. Dans le cas de référence, les échanges de chaleur moyens diminuent de manière constante avec la distance d'impact. Le nombre de Nusselt au point de stagnation augmente jusqu'à un maximum en $H/D \approx 6$, distance correspondant à la longueur du corps potentiel. Le point d'inflexion observé dans notre cas reste difficilement explicable à ce stade de notre analyse qui repose pour l'instant uniquement sur des mesures de température.

Localisation du point d'impact et répartitions non axisymétriques

Un autre point auquel nous nous sommes intéressés est la position du point de stagnation. Nous avons remarqué précédemment que la répartition des coefficients d'échange convectif n'est pas nécessairement axisymétrique (cf figure III.2) contrairement à ce qui est observé dans le cas de référence. Nous avons exposé en annexe B les cartographies du nombre de Nusselt pour chacune des configurations étudiées par notre plan d'expériences. Sur ces figures nous pouvons constater un large panel de forme pour les isocontours du nombre de Nusselt. Les formes les plus originales sont associées aux faibles distances d'impact telles que $H/D=2$ (cf figures B.1 à B.9). C'est en effet sur ces configurations que la non-axisymétrie des distributions est la plus prononcée. Les distributions retrouvent un caractère axisymétrique lorsque la distance d'impact augmente (à partir de $H/D=5$). Les déformations des distributions sont essentiellement selon l'axe x (l'axe de l'écoulement secondaire) et l'axe y (l'axe de l'écoulement principal).

Les déviations les plus fortes selon l'axe x correspondent effectivement aux configurations pour lesquelles le nombre de Reynolds dans l'entrefer est le plus élevé et lorsque le nombre de Reynolds de l'injection est le plus faible. Ceci peut s'expliquer par l'influence de l'écoulement dans l'entrefer et de l'évacuation de l'air vers les x positifs. En effet, cette influence est d'autant plus grande pour les petites distances d'impact car il devient plus difficile pour l'écoulement secondaire de contourner la zone du jet comme illustré en figure III.7. Le jet est donc influencé de manière plus significative lorsque les distances d'impact sont faibles. En ce qui concerne les déformations suivant l'axe y , on peut noter qu'elles sont quasi systématiques pour les faibles H/D . Elles sont cependant moins prononcées lorsque le nombre de Reynolds de l'injection est faible. On peut supposer que l'alimentation de l'injection par un écoulement cisailant amont induit une répartition des vitesses non homogène dans l'injecteur. L'écoulement serait alors concentré dans la partie inférieure ($y \leq 0$) de l'injecteur et aurait alors tendance à se développer vers les y positifs comme le montre la figure III.8.

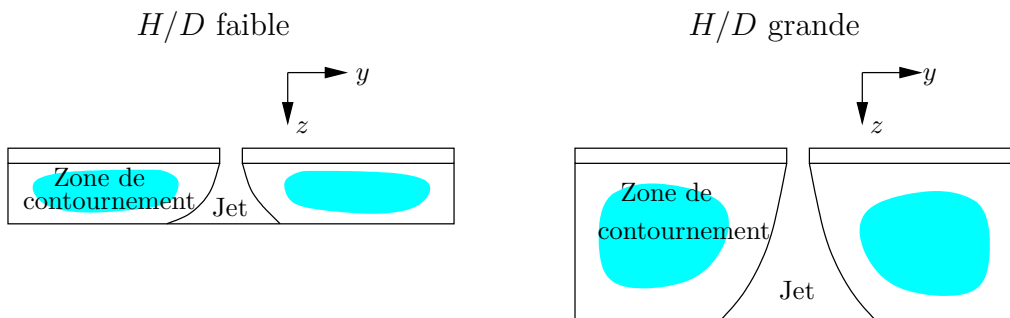


Figure III.7 – Zone de contournement du jet par l'écoulement secondaire

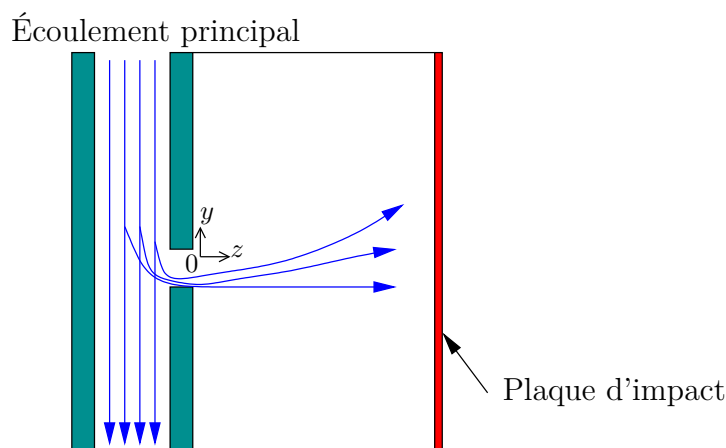


Figure III.8 – Influence de l'écoulement principal sur le développement du jet

Nous avons tracé les positions du point de stagnation en fonction des différents paramètres de l'étude en figure III.9. Le point de stagnation est localisé de manière générale dans la partie inférieure ($y \leq 0$) et du côté de l'évacuation de l'écoulement ($0 \leq x$). Les déviations présentées précédemment ne semblent pas affecter de manière importante la position du point de stagnation. En effet, le point de stagnation reste localisé à moins de 6 mm de l'axe z du trou d'injection. Ces positions sont données avec une incertitude de 1 pixel sur l'image, ce qui représente 1mm sur la plaque d'impact. Il est donc difficile de conclure à un effet significatif pour les paramètres de l'étude, hormis en ce qui concerne la distance d'impact. En effet, on peut constater une légère influence de ce paramètre sur la position du point de stagnation. Ainsi, on remarque que pour des distances d'impact faibles ($H/D=2$ et 4), le point de stagnation est globalement plus excentré que pour les autres distances d'impact. Lorsque la distance d'impact augmente le jet subit l'influence de l'écoulement secondaire dans l'entrefer. La position du point de stagnation subit alors la même influence et est donc plus décalée selon l'axe x lorsque la distance d'impact est faible. L'écoulement se développant vers les y positifs, il est logique de constater que la position du point de stagnation évolue vers les y positifs lorsque la distance d'impact augmente.

1.2.2 Distribution radiale du nombre de Nusselt

Afin d'approfondir notre étude et en vue de l'obtention de corrélations sur les coefficients d'échange convectif, nous avons voulu nous rapprocher d'une distribution axisymétrique pour le nombre de Nusselt comme observée dans la majorité des études précédentes. Nous nous sommes donc intéressés à certaines caractéristiques des distributions obtenues pour effectuer ce rapprochement.

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

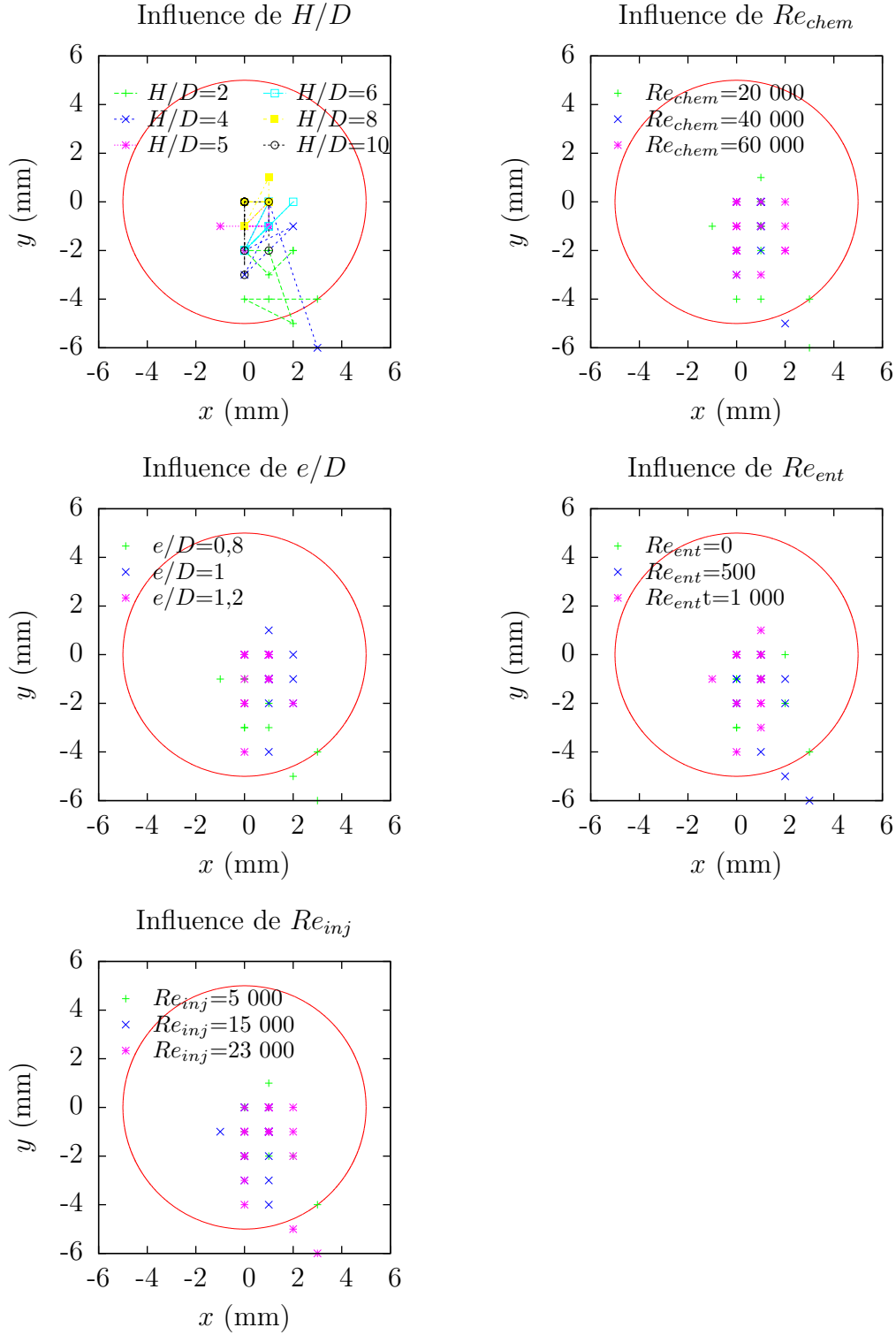


Figure III.9 – Répartition des points de stagnation rapportée à la position du trou d'injection

1.2.2.1 Définitions des valeurs étudiées

Nous avons donc moyenné le nombre de Nusselt sur des couronnes centrées sur le point de stagnation afin d'en extraire une distribution radiale moyenne du nombre de Nusselt (cf figure III.10). Nous avons aussi calculé l'écart type à cette moyenne sur chacune des couronnes. Dans cet exemple, l'écart type est relativement faible jusqu'à $r/D = 3$, puis devient plus important lorsque l'on s'éloigne du point de stagnation. Les effets conduisant à une déformation de la distribution des coefficients d'échange n'opèrent pas de manière significative dans la zone de stagnation (les distributions sont proches de l'axisymétrie), mais se manifestent à partir de $r/D = 5$.

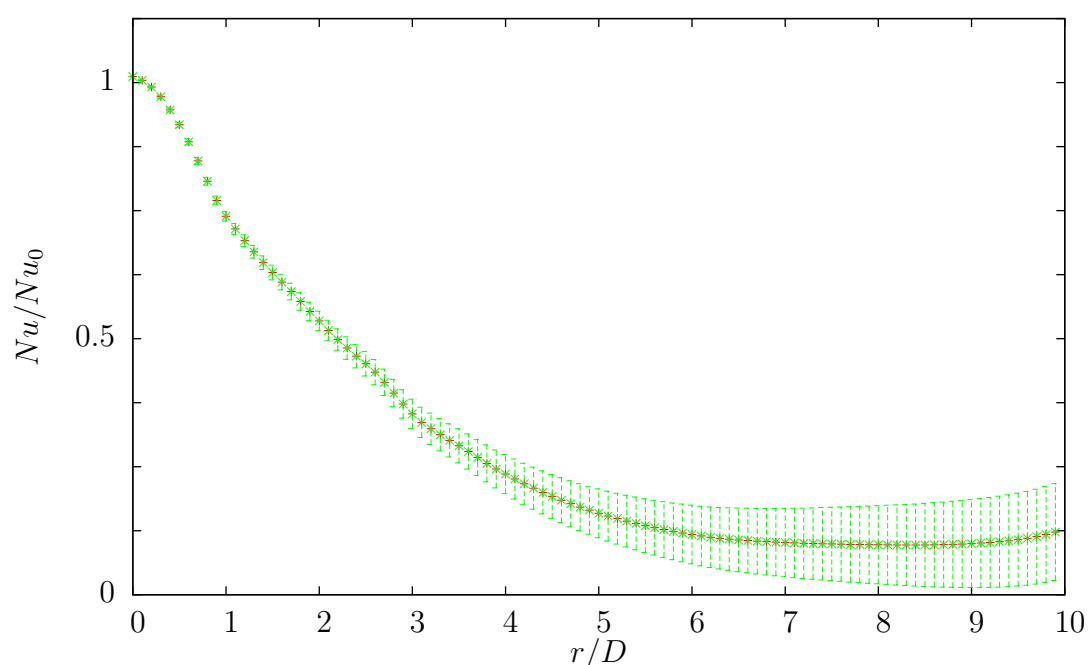


Figure III.10 – Exemple de profil radial issu d'une moyenne et son écart type (configuration $H/D=2$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=5\ 000$)

Nous avons fait une approximation (cf figure III.11) de ces profils moyens mesurés (courbe verte) par une fonction composée (courbe rouge) d'une partie gaussienne (courbe rose) et d'une partie exponentielle décroissante (courbe bleue). Cette proposition de composition de fonction met en évidence 4 paramètres caractéristiques pour ces profils. Il s'agit du nombre de Nusselt au point de stagnation Nu_0 (paramètre déjà étudié), de la constante k qui représente l'offset de la courbe, de l'abscisse de la mi-hauteur $(r/D)_{1/2}$ et de la fraction f de gaussienne et d'exponentielle de la courbe par laquelle est approché le profil considéré. Ainsi, les différents profils étudiés sont approchés mathématiquement

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

par la courbe $Nu(r/D)$ définie de la manière suivante :

$$Nu(r/D) = (Nu_0 - k) \left[f \cdot \exp\left(-\frac{1}{2} \frac{(r/D)^2}{(r/D)_{1/2}^2}\right) + (1 - f) \cdot \exp\left(-\frac{0.693147}{1.17741} \frac{r/D}{(r/D)_{1/2}}\right) \right] + k \quad (\text{III.4})$$

Certains auteurs [38, 46] approchent les profils de vitesses auto-similaires dans la zone développée d'un jet libre par une fonction gaussienne $U/U_0 = \exp(-0.693\eta^2)$. Nous nous sommes inspirés de cette approximation et pour plus de précision nous avons décidé d'introduire une composante en exponentielle décroissante afin d'approcher nos profils de Nu . Le paramètre $(r/D)_{1/2}$ nous renseigne donc sur l'expansion du jet et f sur la part de la fonction en exponentielle décroissante dans notre approximation. Plus $(r/D)_{1/2}$ est grand et plus le jet est évasé à l'impact, plus f est grand et plus les profils moyens du nombre de Nusselt sont proches d'une exponentielle décroissante.

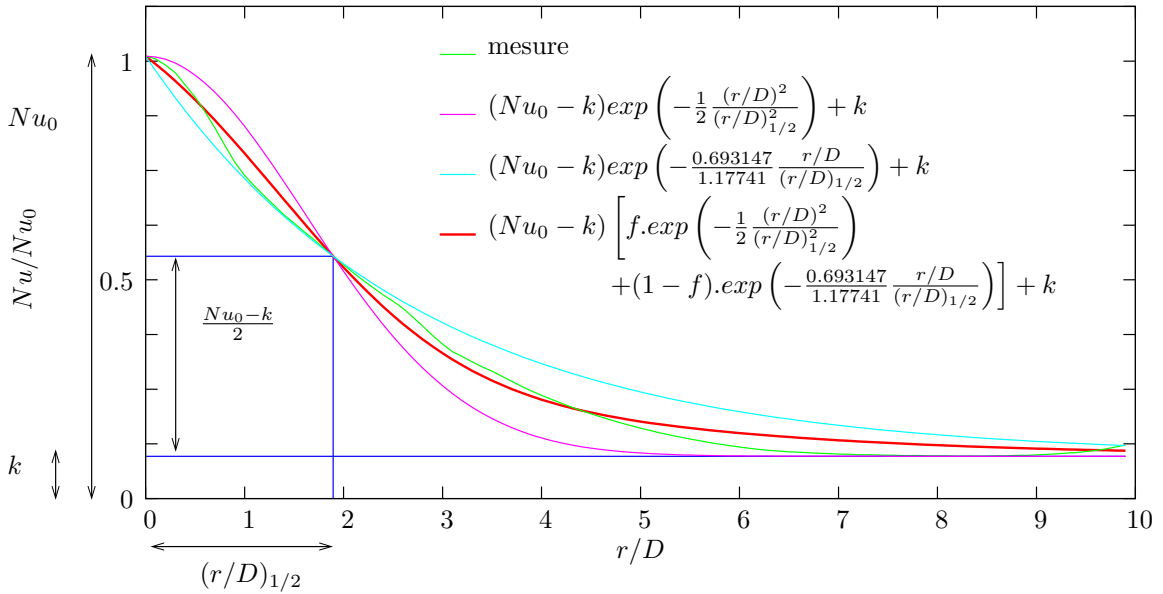


Figure III.11 – Paramètres caractéristiques des profils moyens

1.2.2.2 Résultats

Nous nous sommes basés sur le même plan d'expériences que précédemment et nous étudions donc l'influence de H/D , e/D , Re_{inj} , Re_{ent} et Re_{chem} sur les valeurs de Nu_0 , k , $(r/D)_{1/2}$ et f . De la même manière, nous présentons les résultats obtenus dans le tableau III.4 et sous forme graphique en figure III.12. Nous obtenons grâce à ce plan d'expériences

Chapitre III. Résultats expérimentaux

les expressions suivantes pour ces différentes grandeurs :

$$\begin{aligned}
 Nu_0 &= \mathbf{I}_{Nu_0} + [H/D_{Nu_0}]_{2;4;5;6;8;10} \\
 &+ [Re_{chem,Nu_0}]_{20000;40000;60000} + [e/D_{Nu_0}]_{0,8;1;1,2} \\
 &+ [Re_{ent,Nu_0}]_{0;500;1000} + [Re_{inj,Nu_0}]_{5000;15000;23000}
 \end{aligned} \tag{III.5}$$

$$\begin{aligned}
 k &= \mathbf{I}_k + [H/D_k]_{2;4;5;6;8;10} \\
 &+ [Re_{chem,k}]_{20000;40000;60000} + [e/D_k]_{0,8;1;1,2} \\
 &+ [Re_{ent,k}]_{0;500;1000} + [Re_{inj,k}]_{5000;15000;23000}
 \end{aligned} \tag{III.6}$$

$$\begin{aligned}
 (r/D)_{1/2} &= \mathbf{I}_{(r/D)_{1/2}} + [H/D_{(r/D)_{1/2}}]_{2;4;5;6;8;10} \\
 &+ [Re_{chem,(r/D)_{1/2}}]_{20000;40000;60000} \\
 &+ [e/D_{(r/D)_{1/2}}]_{0,8;1;1,2} + [Re_{ent,(r/D)_{1/2}}]_{0;500;1000} \\
 &+ [Re_{inj,(r/D)_{1/2}}]_{5000;15000;23000}
 \end{aligned} \tag{III.7}$$

$$\begin{aligned}
 f &= \mathbf{I}_f + [H/D_f]_{2;4;5;6;8;10} \\
 &+ [Re_{chem,f}]_{20000;40000;60000} + [e/D_f]_{0,8;1;1,2} \\
 &+ [Re_{ent,f}]_{0;500;1000} + [Re_{inj,f}]_{5000;15000;23000}
 \end{aligned} \tag{III.8}$$

1.2.2.3 Analyse

L'influence des différents paramètres sur la réponse Nu_0 a déjà été présentée dans la partie précédente. Nous allons donc nous concentrer ici sur l'analyse de k , $(r/D)_{1/2}$ et f . L'analyse de la variance pour les différents facteurs (cf tableau III.5) nous indique que Re_{ent} , e/D et Re_{chem} ne sont pas significatifs (rapport des variances $\leq F$) et que H/D et Re_{inj} le sont (rapport des variances $\geq F$). Il est toutefois à noter que Re_{ent} a une influence sur f à la limite d'être significative et que Re_{inj} n'a pas d'effets sur $(r/D)_{1/2}$.

Paramètres non influents

L'épaisseur de la plaque d'injection ne modifie pas de manière significative la distribution du nombre de Nusselt caractérisée par les paramètres k , $(r/D)_{1/2}$ et f . De même que précédemment, nous notons que son influence sur la distribution du nombre de Nusselt est négligeable. Cependant, nous rappelons encore une fois que le domaine de variation de l'épaisseur de la plaque d'injection est faible et une influence plus marquée reste possible pour une plage de variation plus grande. Nous rappelons également que l'épaisseur de la

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

Exp n°	H/D	Re_{chem}	e/D	Re_{ent}	Re_{inj}	Nu_0	k	$(r/D)_{1/2}$	f
1	2	20000	0,8	0	5000	41	3,87	1,61	0,48
2	2	20000	1	500	15000	59	4,22	1,64	0,31
3	2	20000	1,2	1000	23000	103	7,35	1,61	0,26
4	2	40000	0,8	500	23000	78	6,77	1,81	0,35
5	2	40000	1	1000	5000	34	6,42	2,45	0,83
6	2	40000	1,2	0	15000	61	6,7	1,67	0,42
7	2	60000	0,8	1000	15000	46	7,3	2,32	0,49
8	2	60000	1	0	23000	83	9,76	1,71	0,26
9	2	60000	1,2	500	5000	38	5,58	1,92	0,51
10	4	20000	0,8	500	23000	72	16,49	1,98	0,20
11	4	20000	1	1000	5000	42	6,3	1,60	0,52
12	4	20000	1,2	0	15000	74	14,03	1,92	0,22
13	4	40000	0,8	1000	5000	48	11,74	1,22	0,62
14	4	40000	1	0	15000	49	11,33	2,01	0,12
15	4	40000	1,2	500	23000	77	13,78	2,00	0,39
16	4	60000	0,8	0	15000	60	14,67	2,18	0,33
17	4	60000	1	500	23000	119	13,38	1,78	0,14
18	4	60000	1,2	1000	5000	50	8,37	2,09	0,37
19	5	20000	0,8	1000	15000	81	16,25	1,94	0,13
20	5	20000	1	0	23000	61	13,73	2,08	0,45
21	5	20000	1,2	500	5000	29	6,21	2,47	0,55
22	5	40000	0,8	0	23000	69	18,7	2,52	0,37
23	5	40000	1	500	5000	38	9,19	2,57	0,48
24	5	40000	1,2	1000	15000	66	15,43	2,10	0,10
25	5	60000	0,8	500	5000	42	10,59	2,36	0,41
26	5	60000	1	1000	15000	63	15,06	2,28	0,28
27	5	60000	1,2	0	23000	91	18,74	1,89	0,21
28	6	20000	0,8	0	5000	53	12,27	2,07	0,16
29	6	20000	1	500	15000	76	16,72	2,00	0,26
30	6	20000	1,2	1000	23000	98	21,7	1,82	0,04
31	6	40000	0,8	500	23000	77	20,59	2,46	0,28
32	6	40000	1	1000	5000	37	9,7	2,75	0,50
33	6	40000	1,2	0	15000	63	14,91	2,06	0,13
34	6	60000	0,8	1000	15000	69	16,72	2,23	0,28
35	6	60000	1	0	23000	71	18,15	2,31	0,32
36	6	60000	1,2	500	5000	32	8,91	2,50	0,48
37	8	20000	0,8	500	23000	65	17,06	2,20	0,35
38	8	20000	1	1000	5000	42	10,46	2,23	0,31
39	8	20000	1,2	0	15000	52	13,64	2,10	0,08
40	8	40000	0,8	1000	5000	42	10,96	2,24	0,43
41	8	40000	1	0	15000	55	15,65	2,30	0,17
42	8	40000	1,2	500	23000	79	21,97	2,20	0,06
43	8	60000	0,8	0	15000	55	16,89	2,53	0,35
44	8	60000	1	500	23000	74	21,34	2,40	0,26
45	8	60000	1,2	1000	5000	39	10,25	2,53	0,43
46	10	20000	0,8	1000	15000	60	18,35	2,28	0,11
47	10	20000	1	0	23000	66	22,35	2,24	0,10
48	10	20000	1,2	500	5000	24	8,54	3,00	0,62
49	10	40000	0,8	0	23000	62	20,55	2,85	0,27
50	10	40000	1	500	5000	30	11,05	3,00	0,57
51	10	40000	1,2	1000	15000	59	19,37	2,65	0,31
52	10	60000	0,8	500	5000	39	12,97	2,68	0,44
53	10	60000	1	1000	15000	59	18,55	2,62	0,36
54	10	60000	1,2	0	23000	49	19,28	2,95	0,43

Tableau III.4 – Plan d'expériences pour Nu_0 , k , $(r/D)_{1/2}$ et f

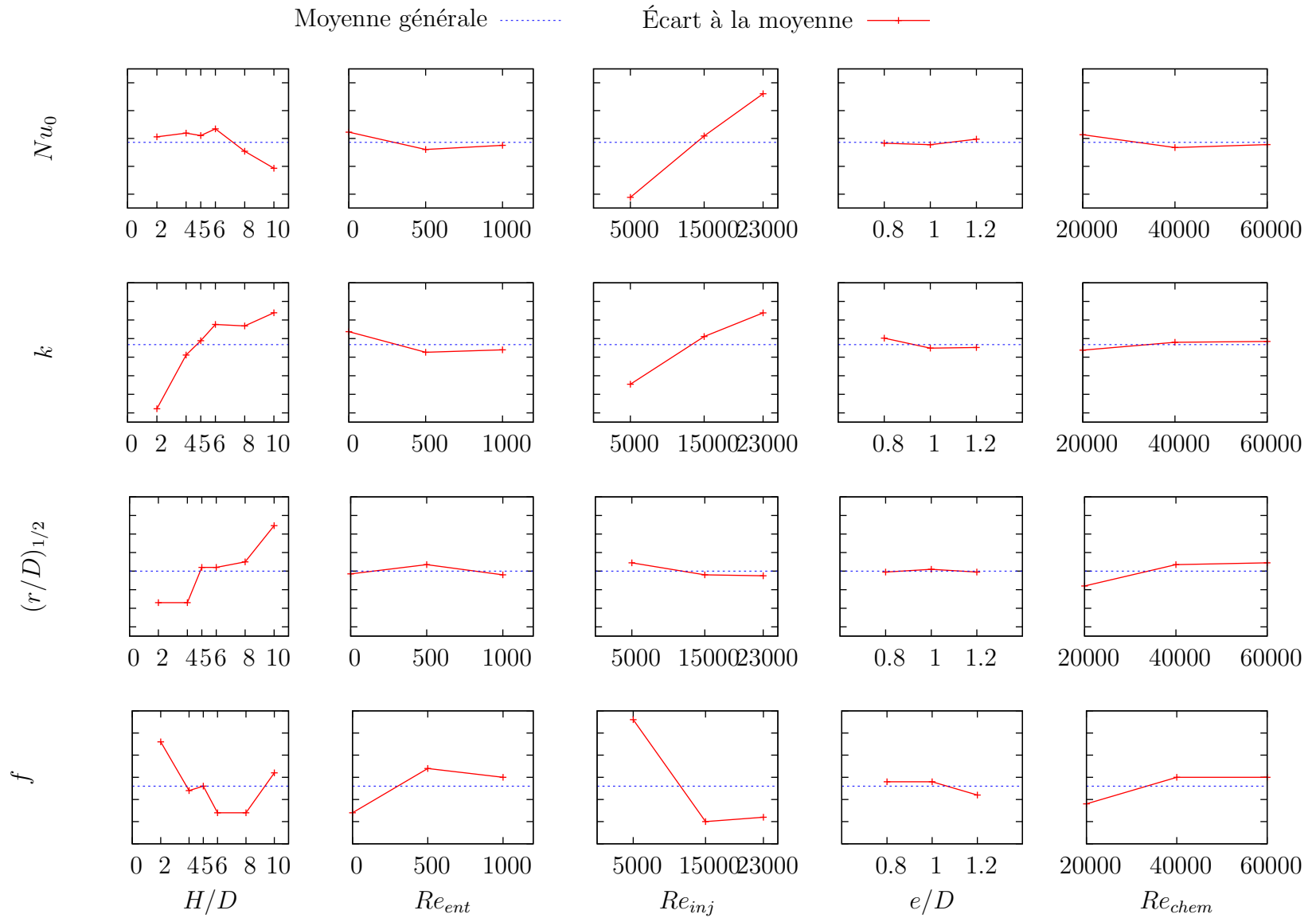


Figure III.12 – Influences pour Nu_0 , k , $(r/D)_{1/2}$ et f

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

plaque d'impact est de l'ordre du diamètre de l'injecteur. En faisant tendre cette épaisseur vers une taille plus grande afin de se rapprocher du cas d'un jet issu d'un tube long, nous nous rapprocherions des distributions classiques.

Le nombre de Reynolds dans la chemise nous renseigne sur l'écoulement en amont de l'injection et donc sur les conditions de vitesse à l'entrée de l'injecteur. Ce paramètre pourrait donc avoir une influence sur la topologie du jet en sortie de l'injecteur et pourrait conditionner les échanges de chaleur sur la paroi d'impact. Au vu de la figure III.13, ce paramètre n'a pourtant pas d'effet significatif sur la distribution du nombre de Nusselt.

Le nombre de Reynolds dans l'entrefer n'a pas non plus d'effet significatif sur k et $(r/D)_{1/2}$. Il n'a donc pas d'influence sur les niveaux des échanges de chaleur. Cependant, il est à noter une influence de ce paramètre sur f . Les valeurs de cette réponse sont inférieures à 0,5 (comprises entre 0,25 et 0,4) ce qui nous indique que la composante en exponentielle décroissante des profils auxquels nous nous intéressons est prépondérante sur la composante gaussienne. Nous avons donc une distribution du nombre de Nusselt proche d'une distribution en exponentielle décroissante. Toutefois, lorsque le nombre de Reynolds dans l'entrefer augmente, la distribution du nombre de Nusselt, tout en gardant une dominance de la composante en exponentielle décroissante, se rapproche d'une distribution gaussienne. Ce paramètre semble donc avoir un effet sur la structure de l'écoulement près de la paroi d'impact. L'écoulement dans l'entrefer, aussi faible soit-il (rapport des quantités de mouvement avec le jet inférieur à 3%) peut avoir une influence sur les couches de mélange du jet avec l'écoulement secondaire. Ainsi, le jet serait perturbé ce qui conduirait à une distribution du nombre de Nusselt moins proche d'une distribution gaussienne.

Paramètres influents

Nous retrouvons l'influence forte du nombre de Reynolds de l'injection sur les échanges de chaleur (cf figure III.14). Ainsi k , comme Nu_0 , augmente en même temps que Re_{inj} . Plus on augmente la quantité d'air de refroidissement, plus on augmente les échanges de

Facteur A	V_A/V_r pour k	V_A/V_r pour $(r/D)_{1/2}$	V_A/V_r pour f	F
H/D	21,87	13,95	2,96	2,45
Re_{chem}	0,56	3,61	1,14	3,23
e/D	0,75	0,05	0,24	3,23
Re_{ent}	1,05	0,77	2,11	3,23
Re_{inj}	32,07	1,19	12,78	3,23

Tableau III.5 – Rapport des variances sur la variance résiduelle V_r pour les différents facteurs

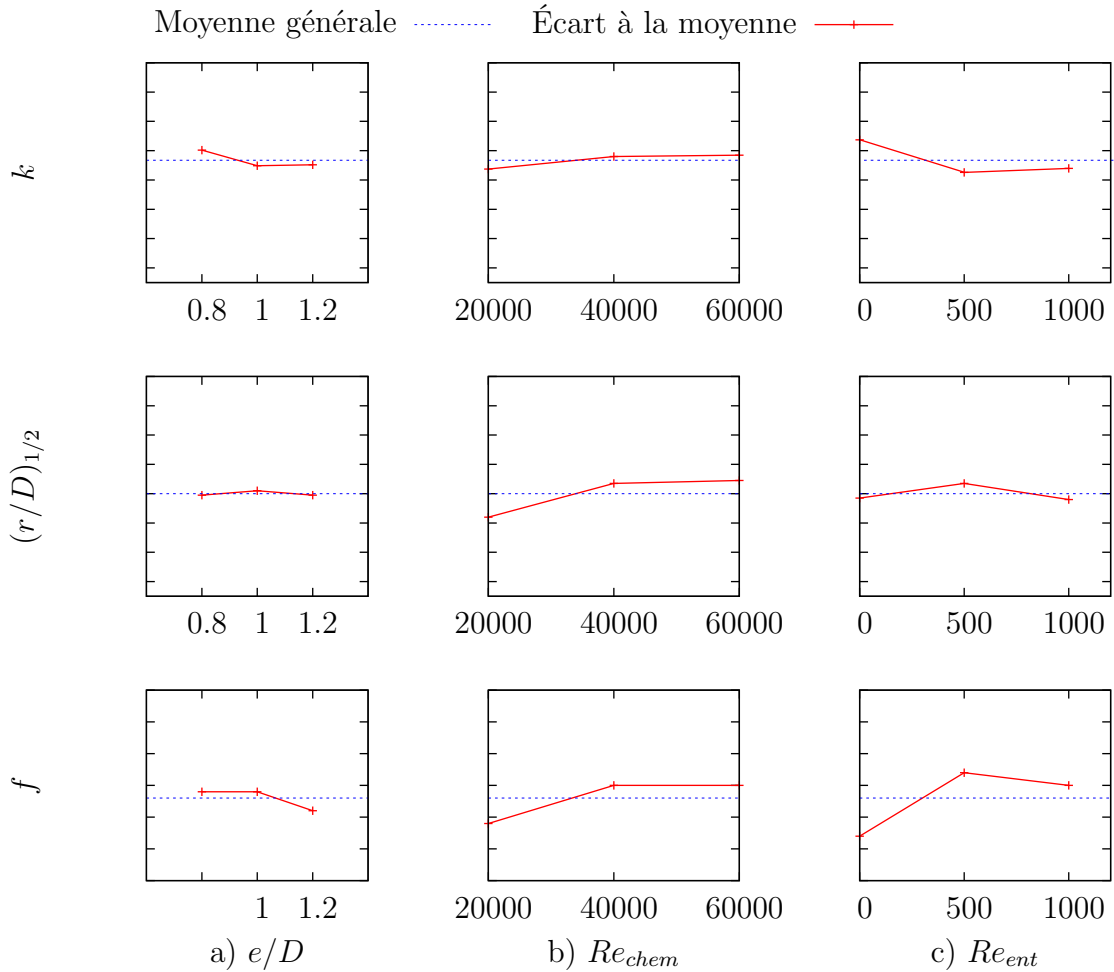


Figure III.13 – Réponses des paramètres non influents a) e/D , b) Re_{chem} et c) Re_{ent}

chaleur. On note que l'influence du nombre de Reynolds sur $(r/D)_{1/2}$ est nulle ce qui veut dire que le jet conserve un évasement constant. Par ailleurs, on observe que f est proche de 0,5 pour $Re_{inj}=5\ 000$ et que f chute à 0,25 pour des nombres de Reynolds de l'injection plus grands. On se rapproche fortement d'une distribution en exponentielle décroissante lorsqu'on augmente la valeur du nombre de Reynolds de l'injection.

Nous observons une évolution assez particulière des différentes réponses étudiées en fonction de la distance d'impact. Ainsi $(r/D)_{1/2}$ augmente globalement avec la distance d'impact sur le domaine de variation étudié. Le jet est donc plus évasé à l'impact lorsque la distance d'impact est plus grande. On note cependant une évolution constituée par un premier palier pour $H/D \leq 4$ et un second palier pour $5 \leq H/D$. Si on s'intéresse à l'influence de la distance d'impact sur k , on remarque là aussi une augmentation avec ce paramètre. En ce qui concerne les effets sur la réponse f , on note une diminution

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

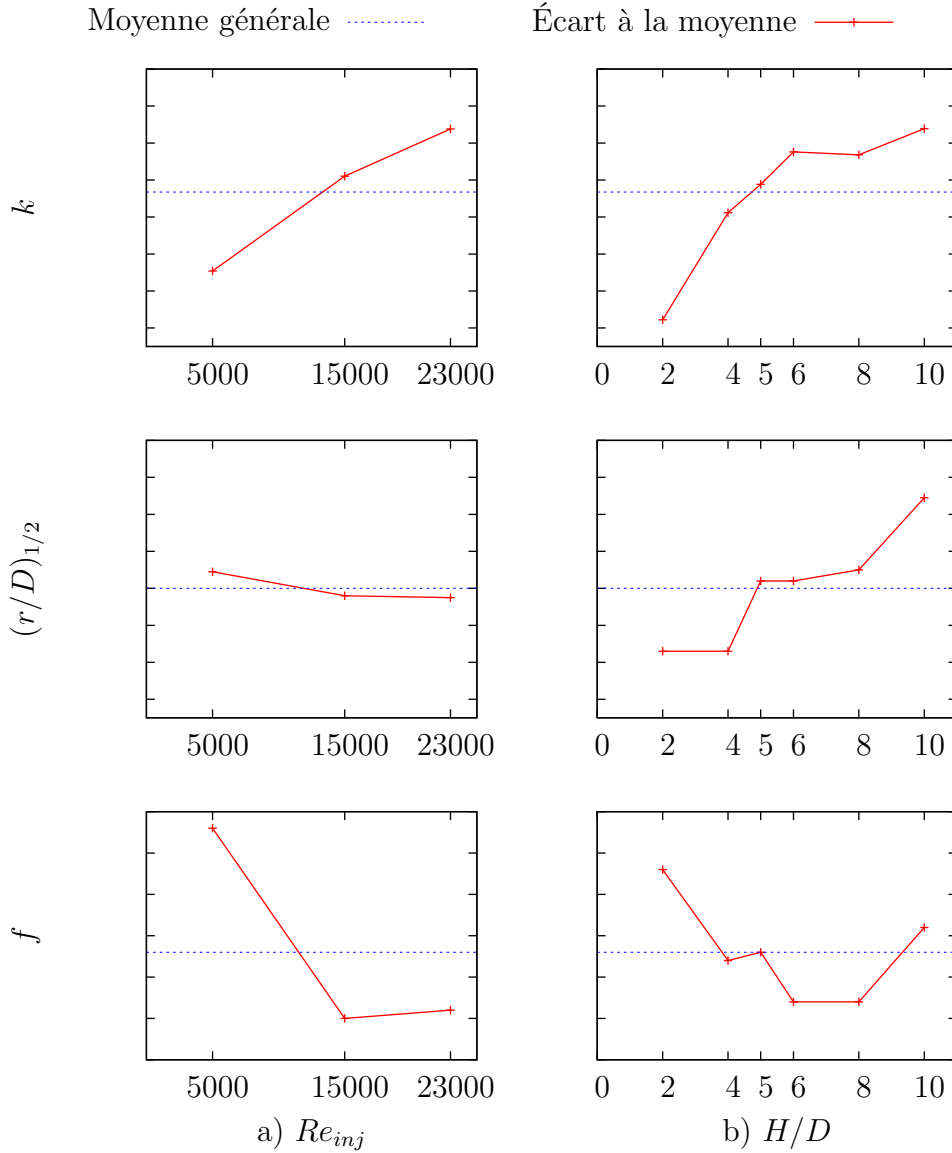


Figure III.14 – Réponses des paramètres influents a) Re_{inj} et b) H/D

avec la distance d'impact jusqu'à $H/D = 6$, puis une augmentation après ce minimum. La distribution du nombre de Nusselt le long de la paroi d'impact se rapproche donc d'une distribution en exponentielle décroissante jusqu'à $H/D = 6$, puis tend ensuite à se rapprocher d'une distribution gaussienne. Il est également à noter qu'on observe sur les évolutions des réponses étudiées en fonction de la distance d'impact un point d'inflexion en $H/D = 5$. Cette particularité est notamment l'un des points les plus durs à analyser à partir des données sur les coefficients d'échanges de chaleur.

1.2.3 Corrélations

À partir des données précédentes, nous cherchons à obtenir des corrélations du nombre de Nusselt moyenné sur un disque de rayon R , noté $\overline{Nu(R/D)}$. Pour cela, nous devons exprimer l'équation des profils de Nusselt suivant le rayon r donnée par l'équation III.4 en fonction des paramètres caractéristiques Nu_0 , k , $(r/D)_{1/2}$ et f . Nous intégrons ensuite ces profils sur un disque de rayon R . Nous avons alors la relation suivante :

$$\overline{Nu(R/D)} = \frac{2}{R^2/D} \int_0^{(R/D)} Nu(r/D) \frac{r}{D} \partial \frac{r}{D} \quad (\text{III.9})$$

Pour obtenir l'équation de $Nu(r/D)$, nous effectuons une approximation des courbes issues de la figure III.12 en fonction de H/D , Re_{chem} , e/D , Re_{ent} et Re_{inj} . Après intégration de $Nu(r/D)$, nous obtenons la corrélation finale :

$$\begin{aligned} \overline{Nu(R/D)} = & \frac{2(Nu_0 - k)}{(R/D)^2} \left[f \times (r/D)_{1/2}^2 \left(1 - \exp \left(\frac{-(R/D)^2}{2(r/D)_{1/2}^2} \right) \right) \right. \\ & + (1 - f) \left(\left(\frac{1,17741(r/D)_{1/2}}{0,693147} \right)^2 \left(1 - \exp \left(\frac{-(R/D)}{\frac{1,17741(r/D)_{1/2}}{0,693147}} \right) \right) \right. \\ & \left. \left. - \left(\frac{1,17741(r/D)_{1/2}}{0,693147} \right) (R/D) \times \exp \left(\frac{-(R/D)}{\frac{1,17741(r/D)_{1/2}}{0,693147}} \right) \right) \right] + k \end{aligned} \quad (\text{III.10})$$

Avec

$$\begin{aligned} Nu_0 = & Moy_{Nu_0} + f_{H/D, Nu_0}(H/D) + f_{Re_{chem}, Nu_0}(Re_{chem}) \\ & + f_{e/D, Nu_0}(e/D) + f_{Re_{ent}, Nu_0}(Re_{ent}) + f_{Re_{inj}, Nu_0}(Re_{inj}) \end{aligned} \quad (\text{III.11})$$

$$\begin{aligned} k = & Moy_k + f_{H/D, k}(H/D) + f_{Re_{chem}, k}(Re_{chem}) \\ & + f_{e/D, k}(e/D) + f_{Re_{ent}, k}(Re_{ent}) + f_{Re_{inj}, k}(Re_{inj}) \end{aligned} \quad (\text{III.12})$$

$$\begin{aligned} (r/D)_{1/2} = & Moy_{(r/D)_{1/2}} + f_{H/D, (r/D)_{1/2}}(H/D) + f_{Re_{chem}, (r/D)_{1/2}}(Re_{chem}) \\ & + f_{e/D, (r/D)_{1/2}}(e/D) + f_{Re_{ent}, (r/D)_{1/2}}(Re_{ent}) + f_{Re_{inj}, (r/D)_{1/2}}(Re_{inj}) \end{aligned} \quad (\text{III.13})$$

$$\begin{aligned} f = & Moy_f + f_{H/D, f}(H/D) + f_{Re_{chem}, f}(Re_{chem}) \\ & + f_{e/D, f}(e/D) + f_{Re_{ent}, f}(Re_{ent}) + f_{Re_{inj}, f}(Re_{inj}) \end{aligned} \quad (\text{III.14})$$

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

pour le domaine suivant : $2 \leq H/D \leq 10$

$$20\,000 \leq Re_{chem} \leq 60\,000$$

$$0,8 \leq e/D \leq 1,2$$

$$0 \leq Re_{ent} \leq 1\,000$$

$$5\,000 \leq Re_{inj} \leq 23\,000$$

Avec Moy_P la moyenne générale du paramètre caractéristique P (parmi Nu_0 , k , $(r/D)_{1/2}$ et f) et $f_{F,P}$ la fonction approximant le paramètre P selon le facteur F (F parmi H/D , Re_{chem} , e/D , Re_{ent} et Re_{inj}).

Nous pouvons résumer les différentes étapes de la méthode d'obtention des corrélations de la manière suivante :

- Obtention des distributions radiales des nombres de Nusselt $Nu(r/D)$ à partir des cartographies pour chaque point du plan d'expériences,
- Décomposition de ces distributions radiales selon les paramètres caractéristiques Nu_0 , k , $(r/D)_{1/2}$ et f ,
- Application du plan d'expériences sur ces paramètres et calcul des moyennes générales et des influences des facteurs de l'étude H/D , Re_{chem} , e/D , Re_{ent} et Re_{inj} ,
- Approximation de ces influences par des fonctions continues $f_{F,P}$,
- Obtention de la corrélation générale des profils $Nu(r/D)$ et des valeurs moyennes $\overline{Nu(R/D)}$.

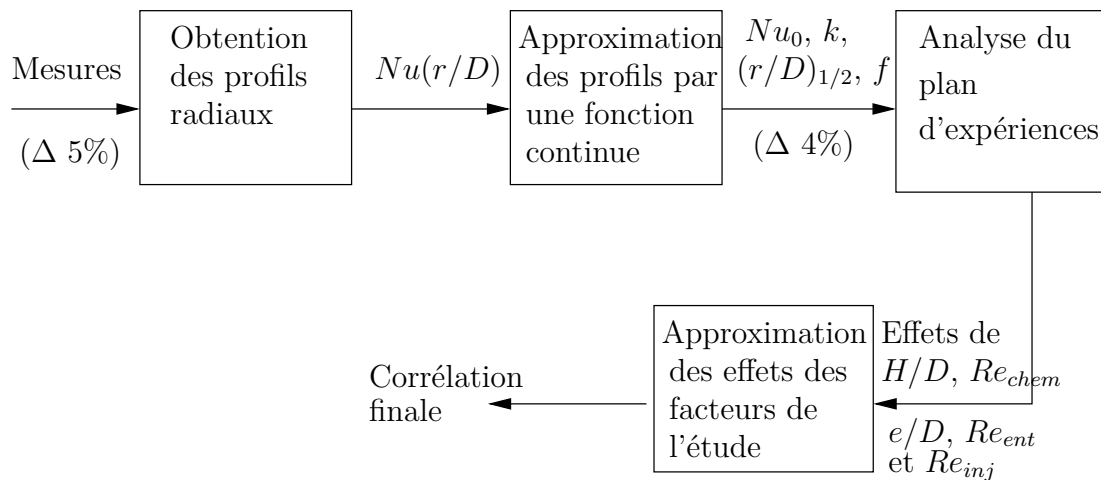


Figure III.15 – Schématisation des différentes étapes pour l'obtention de corrélations

Chapitre III. Résultats expérimentaux

Chaque étape de cette méthode introduit des incertitudes. Ainsi, aux incertitudes de mesures ($\leq 5\%$ cf 1.2.4) s'ajoutent :

- les incertitudes dues à l'approximation des distributions radiales par une fonction caractérisée par les paramètres Nu_0 , k , $(r/D)_{1/2}$ et f ($\leq 4\%$),
- les incertitudes dues à la modélisation adoptée par le plan d'expériences (non calculables à priori),
- les incertitudes dues à l'approximation des influences des facteurs de l'étude H/D , Re_{chem} , e/D , Re_{ent} et Re_{inj} par des fonctions continues $f_{F,P}$ ($\leq 2\%$).

Nous avons comparé nos mesures à nos corrélations et à des mesures issues d'un jet issu d'un tube long en impact sur une paroi plane qui serviront de références (cf figure III.16 et III.17). Cette configuration de référence a été réalisée par nos soins et selon la même méthode de détermination des coefficients d'échange. Cette comparaison se fait sur un nombre de Reynolds de l'injection fixé à 23 000 et à 15 000, sur un nombre de Reynolds dans la chemise de 40 000 et sur les différentes distances d'impact étudiées. Nous avons adimensionné les différents profils selon la valeur du nombre de Nusselt au point de stagnation dans le cas de référence. Nous pouvons constater en premier lieu les faibles niveaux des échanges thermiques dans notre configuration d'étude par rapport au cas de référence d'un jet axisymétrique. Cette baisse des échanges thermiques est de l'ordre de 50% pour un nombre de Reynolds de l'injection de 23 000 et de 40% pour un nombre de Reynolds de l'injection de 15 000, et ceci quelle que soit la distance d'impact. Cet écart avec le cas de référence est donc plus accentué au fur et à mesure que Re_{inj} augmente.

Plusieurs différences existent entre notre configuration d'étude et le cas de référence, comme par exemple le confinement ou une injection à travers une paroi mince. Brevet [8] a comparé les échanges de chaleur pour un jet issu d'un tube long et pour un jet à travers une paroi mince (cf figure III.18). Il trouve des différences significatives entre ces deux configurations (cf figure III.19). L'injection à travers une paroi mince et avec confinement modifie les échanges de chaleur avec la paroi d'impact. Cependant, les écarts observés par Brevet sont plus faibles que ceux observés dans notre étude. C'est donc l'effet couplé d'une alimentation du jet à travers une paroi mince et par un écoulement amont cisailant qui produit une baisse importante des coefficients d'échange de chaleur. Le jet dans une telle configuration ne semble pas avoir la même capacité à refroidir efficacement la paroi d'impact que dans le cas de référence. De plus, nous pouvons noter l'absence du second pic du nombre de Nusselt en $r/D \approx 2$ observé dans le cas de référence pour une distance

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

Nombre de Nusselt adimensionné $Nu(r/D)/Nu_{0,axi}$

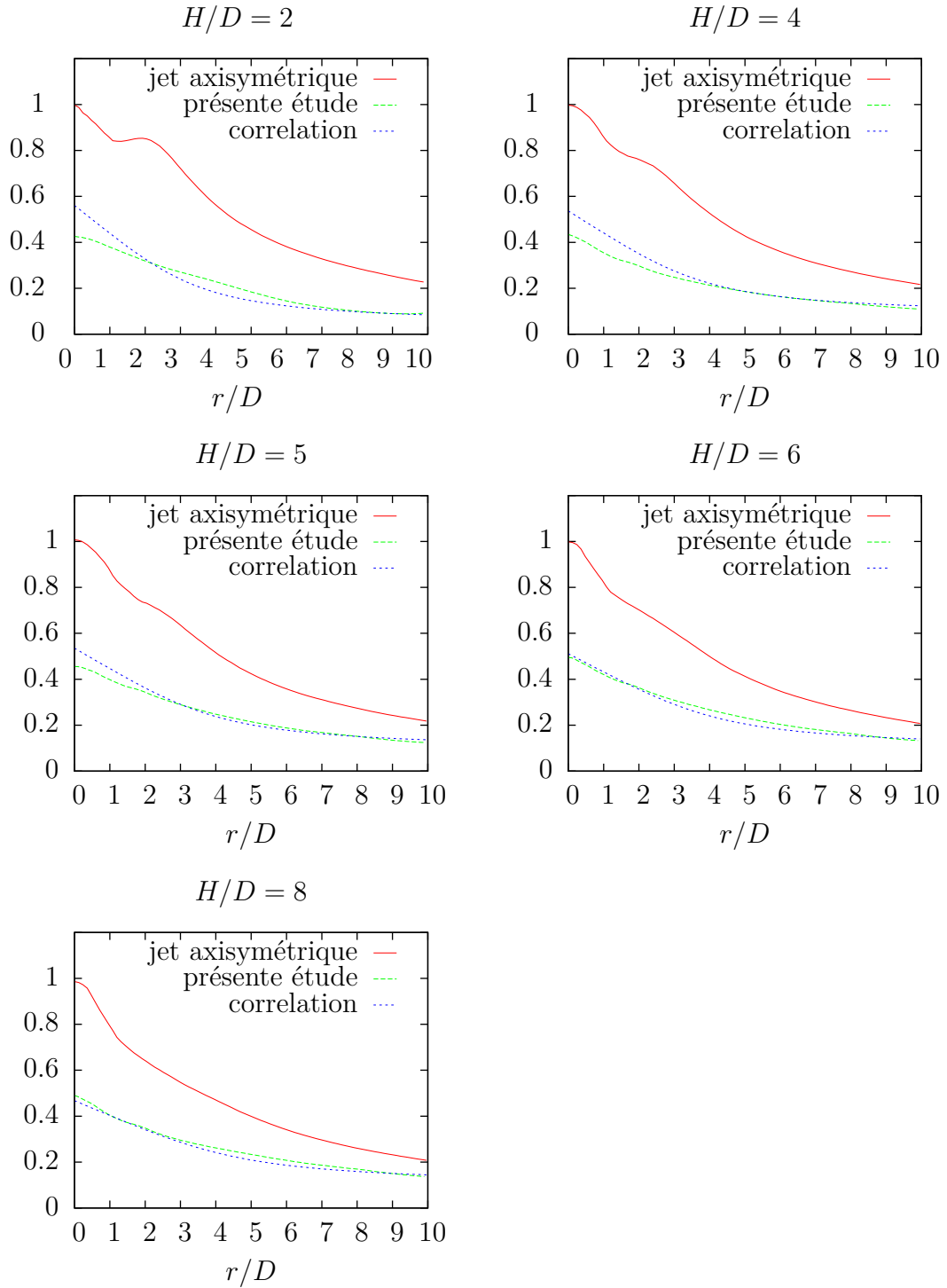


Figure III.16 – Comparaison des distributions radiales du nombre de Nusselt adimensionné $Nu(r/D)/Nu_{0,axi}$ pour le cas d'un jet axisymétrique et la présente étude avec notre corrélation à $Re_{inj}=23\ 000$

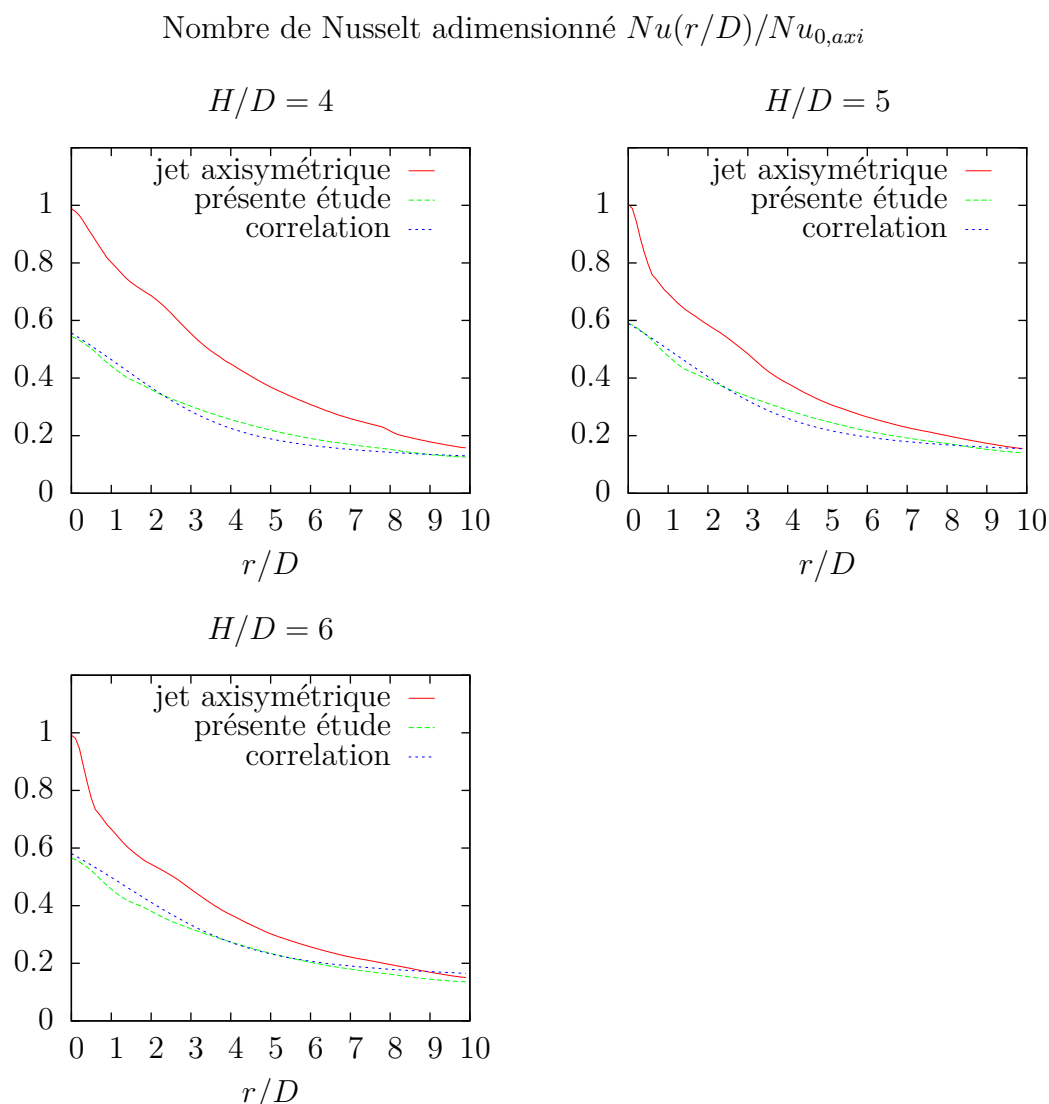


Figure III.17 – Comparaison des distributions radiales du nombre de Nusselt adimensionné $Nu(r/D)/Nu_{0,axi}$ pour le cas d'un jet axisymétrique et la présente étude avec notre corrélation à $Re_{inj}=15\ 000$

d'impact de $H/D = 2$ et de $Re_{inj} = 23\ 000$ (cf figure III.16). Nous pouvons supposer que la topologie aérodynamique du jet est différente de celle rencontrée dans le cas de référence. Notamment les taux de turbulence en sortie de buse et la distribution des vitesses dans le jet peuvent présenter des particularités du fait de la spécificité de l'injection. L'air issu de l'écoulement principal servant à alimenter le jet change brusquement de direction. La topologie de l'écoulement ainsi créé est différente de celle d'un jet axisymétrique et a pour effet de produire une chute des échanges convectifs sur la paroi d'impact. Nous nous attacherons à décrire cet écoulement lors de l'analyse aérodynamique du jet.

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

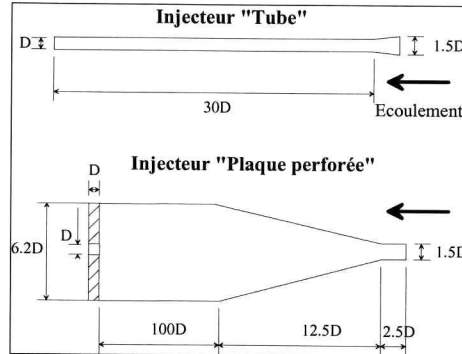


Figure III.18 – Systèmes d'injection étudiés par Brevet [8]

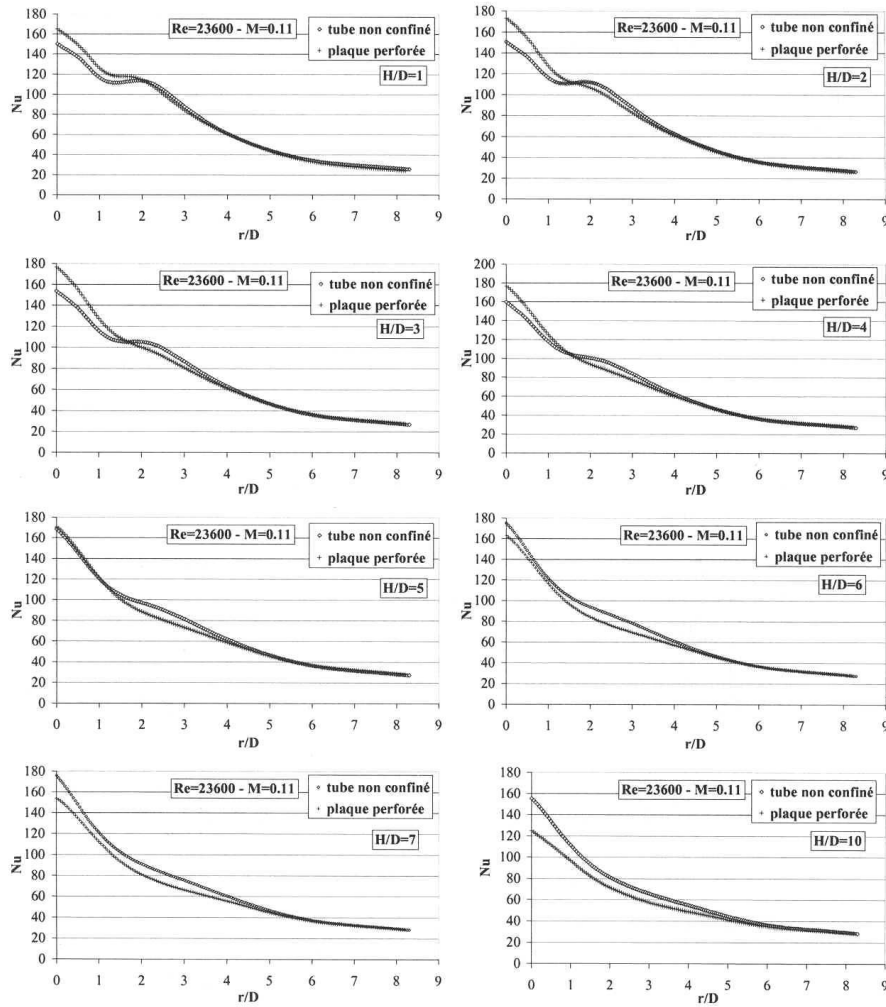


Figure III.19 – Comparaison des profils du nombre de Nusselt pour les configurations de jet issu d'un tube long et à travers une paroi mince [8]

Chapitre III. Résultats expérimentaux

Les écarts que nous avons constatés entre la configuration de référence et notre cas d'étude sont donc très importants. Nous allons nous intéresser maintenant aux écarts entre nos mesures et nos prévisions via nos corrélations. Nous avons tracé en annexe B les profils des nombres de Nusselt selon les axes x et y pour chacune des expériences, ainsi que les profils issus de notre corrélation. Nous pouvons apprécier la précision des approximations réalisées à travers notre corrélation sur les profils radiaux du nombre de Nusselt par rapport à nos mesures. De manière générale, l'écart entre les mesures et les prévisions est inférieur à 10%. Cependant, sur certaines configurations isolées, des différences plus grandes existent (jusqu'à 40% sur la figure III.20). Cet écart est généralement maximal au point d'impact. Les différentes incertitudes introduites à chaque étape de notre méthode expliquent cet écart. La part la plus importante de ces incertitudes vient de la modélisation adoptée lors de l'utilisation du plan d'expériences. Nous pouvons finalement donner un ordre de grandeur des incertitudes liées au plan d'expériences utilisé et nous les estimons à 15%. L'utilisation d'un plan complet aurait réduit ces incertitudes à hauteur des incertitudes de mesures, soit 5%. En effet, l'utilisation d'un plan fractionnaire entraîne de négliger certains effets (en général les interactions d'ordre 2 et plus) ce qui peut influencer sur la précision des prédictions selon que les effets négligés sont importants ou non. Dans notre cas, nous pouvons voir que la prise en compte des influences négligées peut apporter une contribution pour améliorer la précision de notre modèle et donc de notre corrélation. Néanmoins, ceci ne peut se faire que si l'on adopte un plan d'expériences moins fractionné voire un plan d'expériences complet.

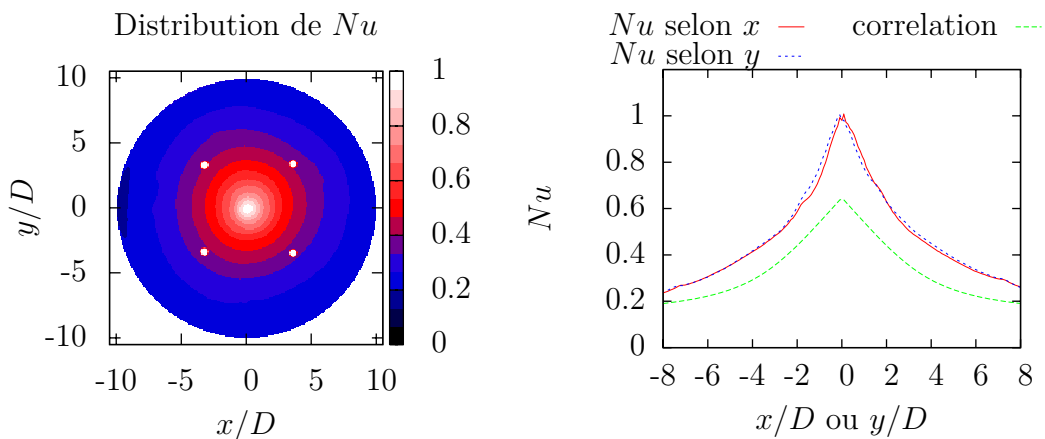


Figure III.20 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=6$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=23\ 000$

L'ordre de grandeur de ces incertitudes peut être jugé comme important mais ceci s'expliquent aussi par la prise en compte d'un grand nombre de facteurs pour notre étude.

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

L'utilisation de la méthode des plans d'expériences se justifie alors afin d'introduire le moins de biais possible sur nos résultats. En effet, un plan d'expériences classique aurait nécessairement introduit des biais en fixant de manière arbitraire tous les facteurs de l'étude sauf un afin de connaître l'influence de ce dernier. En procédant ainsi, les résultats obtenus amèneraient obligatoirement à négliger toutes les interactions. L'utilisateur d'un plan classique obtiendrait au mieux des incertitudes du même ordre de grandeur que celles que nous avons obtenues. Cependant, il n'aurait pas la possibilité d'identifier l'origine de ces incertitudes et de proposer des pistes pour les réduire. Nous pouvons également noter que les corrélations obtenues avec notre plan d'expériences recouvrent un domaine de variation très large et comprenant un nombre important de facteurs d'étude. Les écarts que nous obtenons entre nos mesures et nos prévisions sont de l'ordre de 15% en moyenne sur l'ensemble du domaine d'étude.

1.2.4 Conclusions intermédiaires

La répartition des coefficients d'échange de chaleur n'est pas axisymétrique comme dans le cas d'un jet issu d'un tube long. De plus, les niveaux des échanges de chaleur sont plus faibles (jusqu'à 50%) que dans le cas classique. Le jet apparaît comme fortement conditionné par l'alimentation de l'injection. Nous avons déterminé que les paramètres de cette étude influents sur les échanges de chaleur sont la distance d'impact et le nombre de Reynolds de l'injection. L'évolution de la distribution du nombre de Nusselt selon le nombre de Reynolds de l'injection se fait de manière classique. Les différentes réponses étudiées en fonction de la distance d'impact présente une singularité en $H/D = 5$ qui reste difficile à expliquer à ce stade de l'étude. Les autres paramètres n'ont pas d'effets significatifs sur les échanges de chaleur. Il est cependant à noter que le domaine de variation de l'épaisseur de la plaque d'injection est petit et qu'une influence plus marquée n'est pas à exclure pour une plage de variation plus large, lorsque l'on tend par exemple vers le cas d'une injection en tube long. L'écoulement transversal dans l'entrefer est faible comparé à celui au jet ce qui explique également sa faible influence. L'intensité de l'écoulement dans la chemise en amont de l'injection ne semble pas changer les conditions de vitesse de manière à influencer les échanges de chaleur sur la paroi d'impact. Pour approfondir et compléter cette analyse nous allons procéder à des mesures de champs de vitesse.

1.3 Analyse aérodynamique

Les résultats issus de l'étude thermique vont nous fournir une base de réflexion pour sonder l'aspect aérodynamique de notre expérience. En effet, nous pourrions cibler au mieux les paramètres à étudier et leur domaine de variation pour les mesures des champs de vitesse. Ainsi, nous décidons de faire varier la distance d'impact qui prendra les valeurs $H/D=4, 5$ et 6 , domaine de variation de la distance d'impact où les effets sont très originaux, et le nombre de Reynolds de l'écoulement dans la chemise qui prendra les valeurs $20\ 000, 40\ 000$ et $60\ 000$. Bien que ce dernier paramètre n'ait à priori pas d'effet sur les échanges de chaleur, il peut influencer l'écoulement en amont de l'injection. Nous fixons e/D égal à 1 et le nombre de Reynolds dans l'entrefer à $1\ 000$ (configuration se rapprochant du cas industriel), et le nombre de Reynolds dans l'injection à $23\ 000$ (cas grandement documenté du point de vue bibliographique). Les mesures de vitesse obtenues par Vélocimétrie par Images de Particule (PIV) guideront notre compréhension sur la topologie de l'écoulement global. Nous pourrions ainsi expliquer les particularités des distributions des coefficients d'échanges obtenues par les caractéristiques de notre jet.

1.3.0.1 Plans de mesures

La méthode de mesure par PIV est coûteuse en temps et il convient donc de cibler au mieux les plans de mesures et les combinaisons de paramètres qui vont être étudiées. Le montage expérimental va nous permettre d'accéder à la mesure de champs de vitesse pour cinq familles de plans (Fig. III.21) :

- chemiseXY : plans xy parallèles à la plaque d'injection. Nous avons sondé un plan au milieu du canal ainsi qu'un plan à 1 mm de la paroi d'injection pour les 3 nombres de Reynolds dans la chemise ($20\ 000, 40\ 000$ et $60\ 000$) et pour $H/D=6$.
- chemiseYZ : plans yz verticaux, la verticale étant définie par l'écoulement dans la chemise allant du haut vers le bas. Nous avons sondé le plan passant par le centre du trou d'injection pour un nombre de Reynolds dans la chemise de $60\ 000$.
- entreferXY : plans xy parallèles à la plaque d'injection. Nous avons sondé un plan à 1 mm de la paroi d'impact pour les 3 distances d'impact $H/D=4, 5$ et 6 , et un nombre de Reynolds dans la chemise de $60\ 000$.
- entreferYZ : plans yz verticaux. Nous avons sondé 5 plans équidistants de bord à bord du trou d'injection (en $x=-0,5D, -0,25D, 0, 0,25D$ et $0,5D$) pour un nombre de Reynolds dans la chemise de $60\ 000$ et les 3 distances d'impact. Ces plans couvrent la zone entre la plaque d'injection et la plaque d'impact.

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

- entreferXZ : plans xz horizontaux, l'horizontale étant définie par l'axe de l'écoulement dans l'entrefer. Nous avons sondé 3 plans équidistants de bord à bord du trou d'injection (en $y=-0,5D$, 0 et $0,5D$) pour un nombre de Reynolds dans la chemise de 60 000 et les 3 distances d'impact.

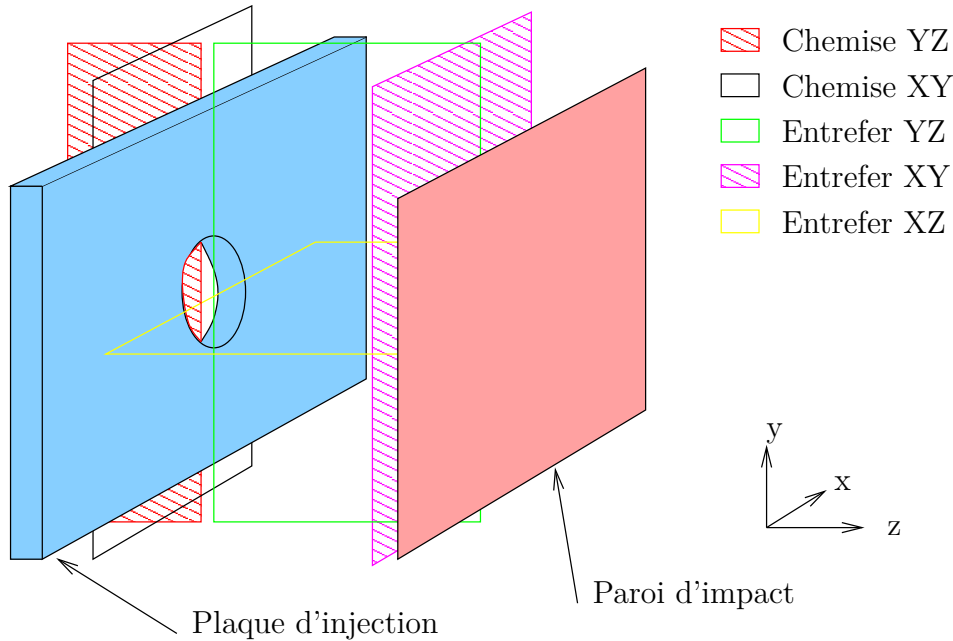


Figure III.21 – Familles de plans PIV

1.3.0.2 Résultats et analyse

Les mesures par PIV vont nous permettre de nous rendre compte de la complexité de notre écoulement. Celui-ci va s'avérer fortement tridimensionnel, ce qui nous a poussé à sonder de nombreux plans au cours de nos mesures.

Écoulement dans la chemise

Les champs de vitesse obtenus dans la chemise nous permettent de constater que l'injection va être grandement conditionnée par ce qui se passe à l'entrée du trou d'injection. La famille de plan chemiseXY et notamment les plans effectués à 1 mm de la paroi d'injection se révèlent très riches en renseignements. En effet, sur ce type de plan nous pouvons tracer le terme de la divergence de la vitesse due à la composante selon la normale au plan. L'écoulement étant de type incompressible, nous pouvons écrire la relation suivante :

$$\text{div}(\vec{V}) = \frac{\partial U}{\partial x} + \frac{\partial V}{\partial y} + \frac{\partial W}{\partial z} \quad (\text{III.15})$$

Chapitre III. Résultats expérimentaux

Nous avons tracé en figure III.22 la distribution de la vitesse V suivant l'écoulement principal (selon l'axe y décroissant) pour un plan à 1 mm de la paroi d'injection, ainsi que le terme $\frac{\partial W}{\partial z}$ sur une zone focalisée sur le trou d'injection. Nous pouvons observer une baisse de la vitesse entre l'écoulement principal en amont et en aval du trou d'injection qui s'explique par la différence de débit engendrée par l'alimentation de l'injection. En effet, la vitesse moyenne dans la chemise pour $Re_{chem}=20\ 000$ est de 15 m/s et la baisse de vitesse engendrée par l'alimentation du jet pour $Re_{inj}=23\ 000$ correspond à 5 m/s. Cet écart est bien celui observé sur la figure III.22. Nous constatons également une zone de plus faible vitesse dans le sillage du trou d'injection. En ce qui concerne le terme $\frac{\partial W}{\partial z}$, nous apercevons l'apparition de zones de fort gradient au niveau du trou d'injection. On distingue deux zones situées dans le trou et réparties de part et d'autre de l'axe $x = 0$. L'air est fortement accéléré dans ces zones de fort gradient tandis que les gradients de vitesse sont plus faibles au centre du trou. On observe donc un écoulement non uniformément accéléré dans le trou conduisant à une répartition des vitesses également non homogène. On note alors que la distribution des vitesses dans le trou de l'injection est différente de celle observée dans le cas de jets issus d'un tube long. On peut faire l'hypothèse que deux structures tourbillonnaires apparaissent dans les zones de fort gradient accélérant localement l'écoulement. Il est probable que des traces de ces structures soient présentes en sortie d'injecteur étant donné la faible épaisseur de la plaque d'injection. Malheureusement, des plans équivalents à ceux de la figure III.22 en sortie d'injection ne sont pas envisageables en PIV standard car l'écoulement sondé serait normal au plan de mesure.

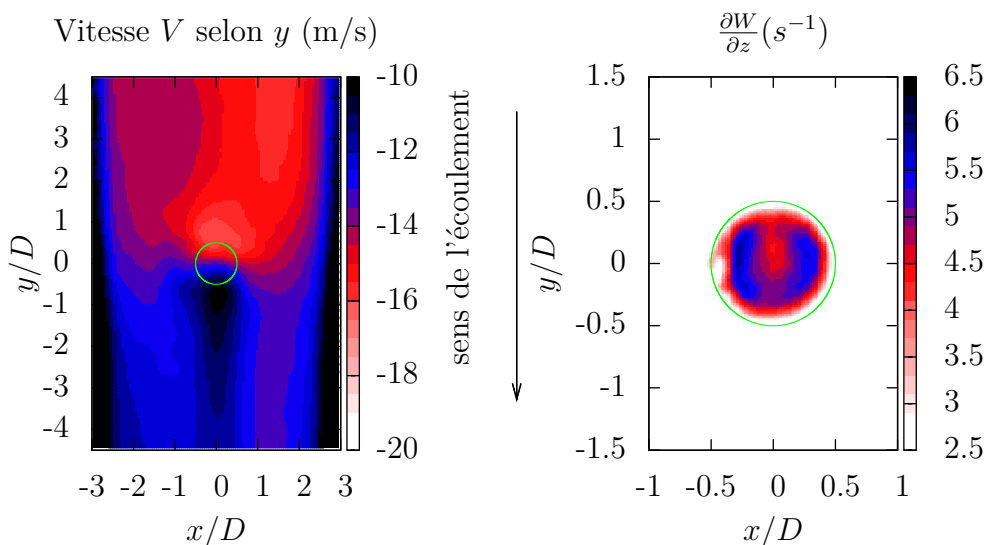


Figure III.22 – Norme de la vitesse et gradient de la vitesse selon z pour un plan chemiseXY situé à 1 mm de la paroi d'injection ($Re_{chem} = 20\ 000$, $Re_{inj} = 23\ 000$ et $H/D=6$)

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

Nous avons également tracé la norme de la vitesse et la composante W de la vitesse selon l'axe z (l'axe du trou d'injection) dans les plans de type chemiseYZ passant par le centre du trou de l'injection (cf figure III.23). L'entrée du trou d'injection est repérée en $z/D=-1$ et $-0,5 \leq y/D \leq 0,5$. Nous pouvons y observer la différence de vitesse entre l'écoulement principal en amont et en aval du trou d'injection également observée précédemment en figure III.22. On s'intéresse également à la composante de la vitesse W selon l'axe de l'injecteur. On observe logiquement un phénomène d'aspiration par le trou d'injection sur l'air avoisinant. Cette aspiration se fait de manière homogène dans le plan de mesure considéré. Ce plan passant par le centre du trou de l'injection ne fait pas apparaître les traces des structures tourbillonnaires présentes aux bords du trou. Cependant, on remarque que les ordres de grandeurs des vitesses sont inférieurs à la vitesse moyenne débitante U_q imposée dans l'injecteur. Ainsi, la vitesse de l'air entrant dans le trou pour ce plan de mesure est de l'ordre de 10 m/s alors que la vitesse débitante vaut 31 m/s. Cela confirme donc que la composante selon z de la vitesse est plus faible au centre du trou et qu'il existe nécessairement des zones où cette vitesse est plus importante.

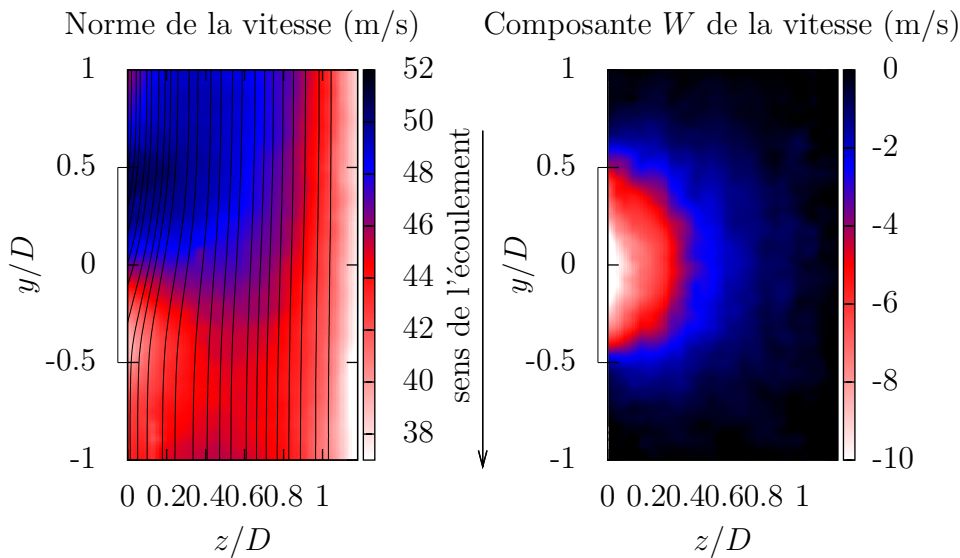


Figure III.23 – Norme de la vitesse et composante W de la vitesse selon z pour un plan chemiseYZ passant par le centre du trou ($Re_{chem} = 60\ 000$, $Re_{inj} = 23\ 000$ et $H/D=6$)

Écoulement dans l'entrefer

Nous allons maintenant nous intéresser à la zone du jet. Avant cela nous allons rappeler quelques unes des caractéristiques aérodynamiques d'un jet issu d'un tube long en configuration de jet libre et de jet en impact. Un jet libre se décompose classiquement en trois

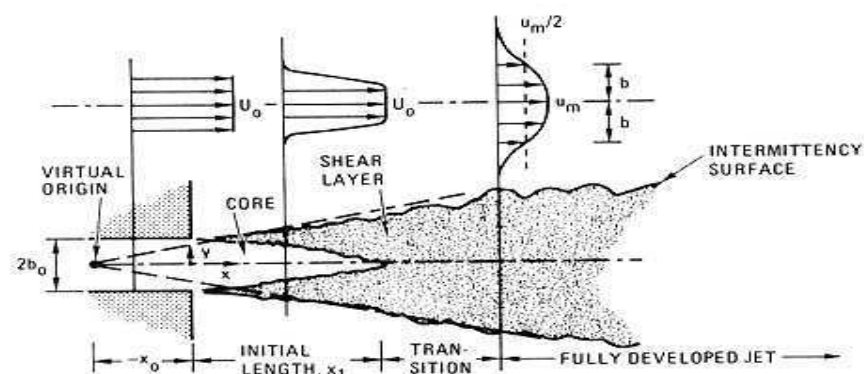


Figure III.24 – Structure générale du jet libre [7]

zones (cf figure III.24) : la zone de corps potentiel, où la vitesse sur l'axe est conservée, s'étend sur environ cinq fois le diamètre du jet dans le cas d'un jet axisymétrique. Il vient ensuite la zone de transition où les couches de mélange se rejoignent au centre du jet, puis la zone développée où les profils de vitesse deviennent auto-similaires. Le jet en impact sur une surface (cf figure III.25) peut se diviser également en trois zones : la zone de jet libre que nous venons de présenter, la zone d'impact et la zone d'écoulement pariétal. Dans la zone de jet libre, l'existence de la zone de transition et de la zone développée est conditionnée par la distance d'impact.

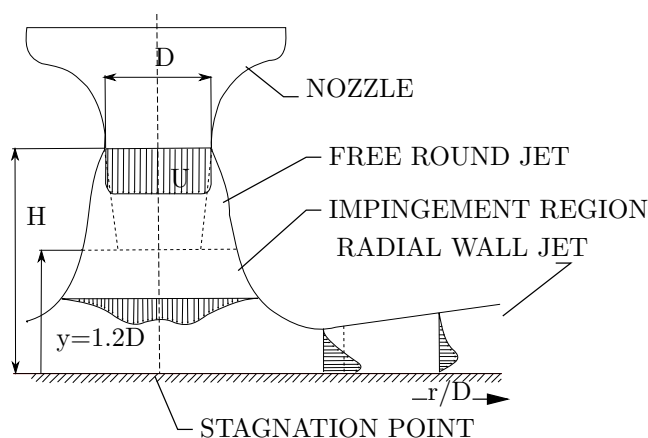


Figure III.25 – Schéma d'un jet en impact [60]

Fellouah et al. [20] ont reporté les vitesses et grandeurs turbulentes pour un jet libre axisymétrique pour différentes distances depuis la sortie de l'injecteur (cf figure III.26). Ainsi, nous pouvons observer le développement du jet et des différentes régions qui le caractérisent comme le corps potentiel, les zones de mélange et la zone développée. Fel-

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

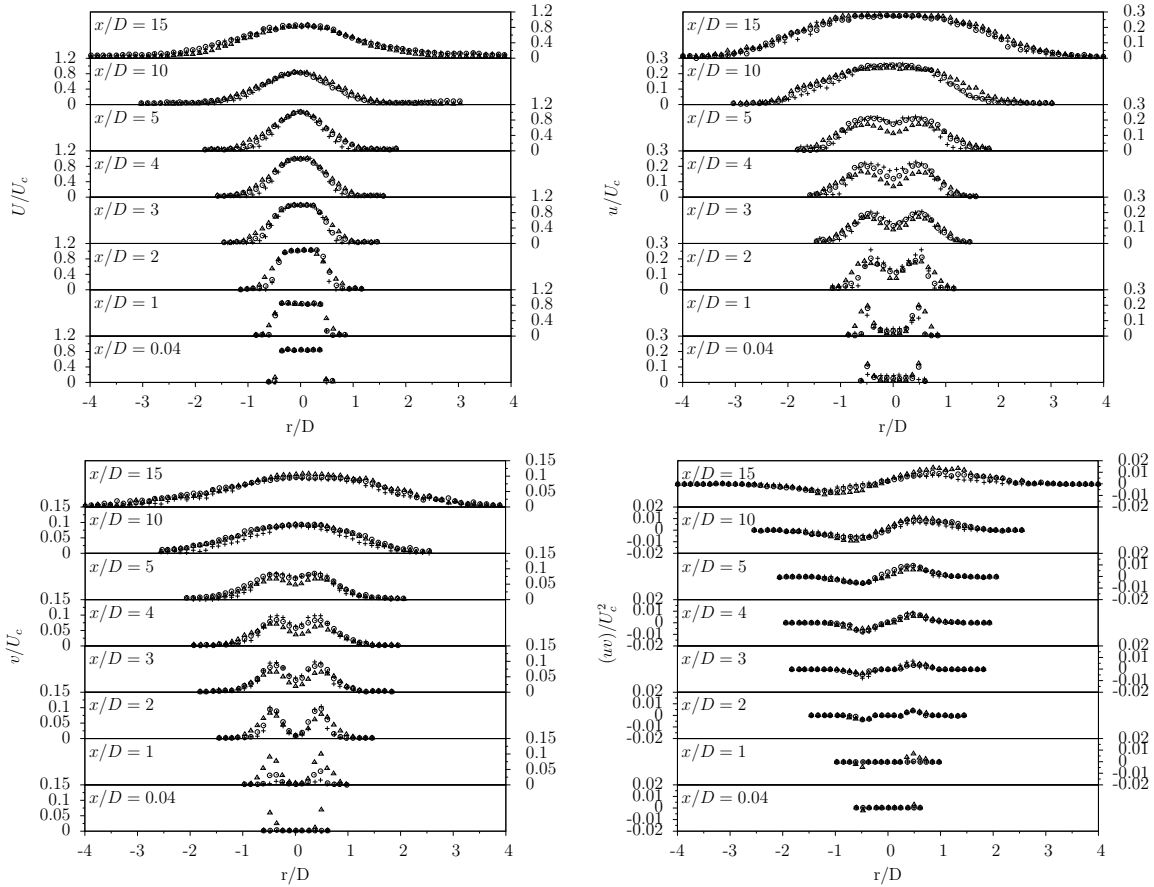


Figure III.26 – Caractérisation d'un jet libre pour $Re_{inj}=10\ 000, 30\ 000$ et $60\ 000$ [20]

louah et al. reportent notamment des taux de turbulence dans le jet de l'ordre de 28% au maximum, ce maximum étant observé pour des distances égales à 15 fois le diamètre de l'injection. Les plus forts taux de turbulence sont observés dans un premier temps dans la couche de mélange entre le corps potentiel et l'air extérieur, et ensuite de manière plus homogène dans le jet une fois passé une distance correspondant à la longueur du corps potentiel. Nishino et al. [55] se sont intéressés aux distributions des vitesses et des grandeurs turbulentes en proche paroi pour un jet axisymétrique à $Re_{inj}=13\ 000$ et $H/D \approx 6$ (cf figure III.27). Ils approchent les profils de vitesse axiale en proche paroi par une fonction gaussienne. Ils observent également que la vitesse radiale est logiquement nulle au point de stagnation et augmente ensuite jusqu'à un maximum dont l'amplitude augmente lorsque l'on se rapproche de la paroi d'impact. La vitesse diminue ensuite jusqu'à atteindre la zone d'écoulement pariétal. Les taux de turbulence restent de l'ordre de 20% même en proche paroi.

Dans la partie entrefer, nous avons sondé l'écoulement à l'aide de plusieurs plans

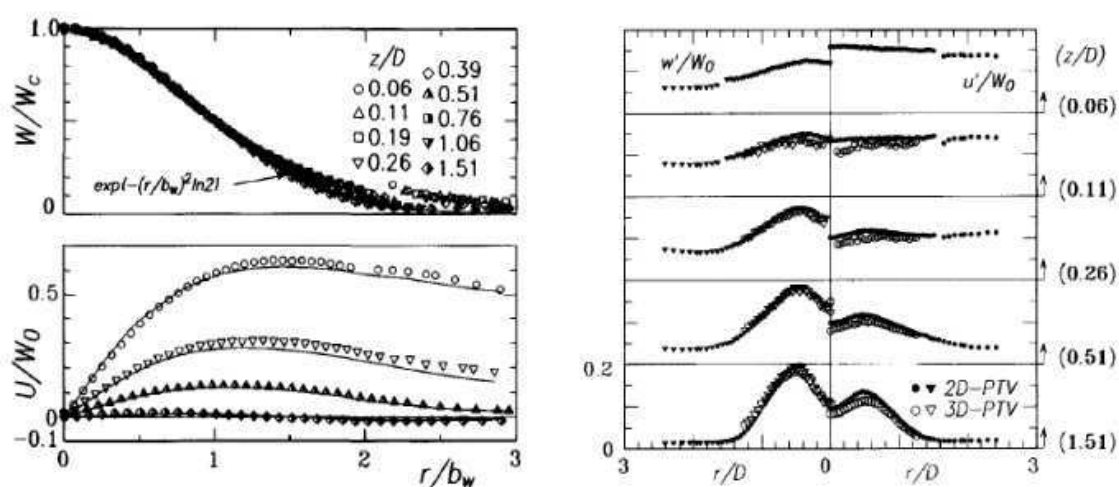


Figure III.27 – Caractérisation de la zone de stagnation pour $Re_{inj}=13\,000$ et $H/D \approx 6$ [55]

de mesure de vitesse (cf figure III.28). Ainsi, nous avons procédé à des mesures dans les plans de type entreferXZ. Nous avons considéré trois plans de mesure équidistants de bord à bord du trou de l'injection en $y=-0,5D$, 0 et $0,5D$. Ainsi, la figure III.29 présente les mesures de vitesse moyenne rapportée à la vitesse débitante U/U_q et l'intensité turbulente $\sqrt{u'^2 + w'^2}/U_q$ dans ces trois plans pour un nombre de Reynolds de l'injection égal à 23 000 et une distance d'impact H/D égale à 6.

Dans le plan de mesure inférieur ($y=-0,5D$), la vitesse est répartie de la manière suivante : on observe des vitesses quasi nulle juste en sortie de buse car nous nous situons

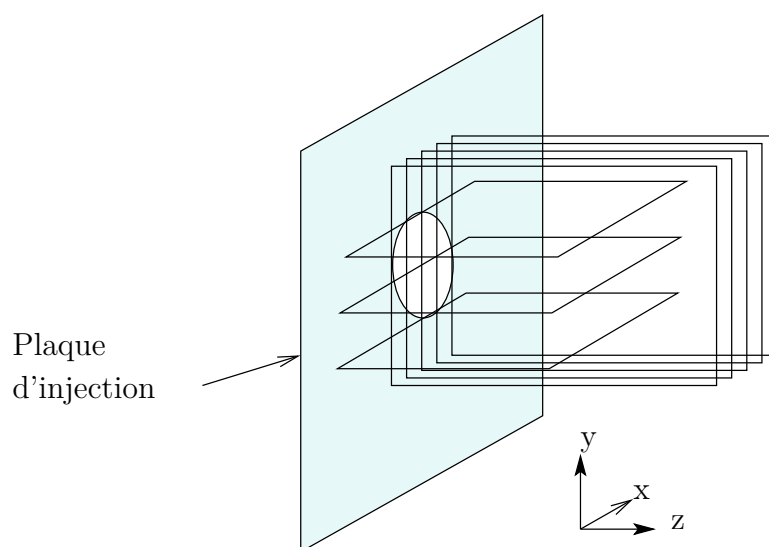


Figure III.28 – Familles de plans PIV entreferXZ et entreferYZ

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

en bordure du jet, puis une zone de vitesses plus fortes correspondant à 70% de la vitesse moyenne dans l'injecteur U_q aux alentours de $z/D=1$. Les vitesses diminuent ensuite de manière régulière jusqu'à la plaque d'impact. En ce qui concerne l'intensité turbulente, on observe de forts niveaux de turbulence dès la sortie du jet (taux de turbulence de 40%), qui diminuent ensuite suivant l'axe z . Ces taux de turbulence importants reflètent les zones de forte fluctuation de la vitesse. On suppose alors que ces zones voient apparaître des structures tourbillonnaires très énergétiques qui n'apparaissent pas dans le cas classique. En effet, dans le cas classique d'un jet issu d'un tube long, la vitesse en bordure de jet représente ce qui se passe dans la couche de mélange : les vitesses chutent et la turbulence augmente jusqu'à atteindre la plaque d'impact.

Dans le plan médian passant par le centre du trou ($y=0$), la distribution des vitesses et des grandeurs turbulentes est encore plus particulière. On remarque qu'en sortie d'injecteur, la majorité de l'écoulement passe par les bords du trou de l'injection et qu'une zone de faible vitesse existe au centre du jet. Les deux zones fortes de l'écoulement se rejoignent ensuite et la norme de la vitesse atteint un maximum vers $z/D=2$. La vitesse diminue enfin suivant l'axe z de manière régulière jusqu'à la plaque d'impact. L'intensité turbulente présente une répartition assez similaire à la répartition de la vitesse en sortie de l'injecteur avec des niveaux importants ($\approx 30\%$). Cependant, on observe une diminution qui intervient rapidement suivant l'axe z et la zone de fort taux de turbulence reste localisée entre $z/D=0$ et 2. Les niveaux de turbulence après cette zone sont homogènes et de l'ordre de 20%, ce qui est comparable au cas du jet libre à la fin du corps potentiel.

Les plans supérieurs ($y=0,5D$) nous montrent une zone de faible vitesse à la sortie de l'injecteur. Ceci contraste avec les observations faites dans les plans inférieurs où l'on rencontrait de fortes vitesses. Dans les plans supérieurs, nous avons donc une zone de faible vitesse en sortie d'injecteur suivie d'une zone de plus forte vitesse qui apparaît vers $z/D = 1$. Cette zone connaît un maximum de la vitesse moyenne proche de la paroi d'impact vers $z/D = 4$ dans l'exemple de la figure III.29. L'intensité turbulente présente une distribution similaire à celle de la vitesse. Les niveaux de turbulence dans la zone de forte vitesse sont de l'ordre de 20%.

Des informations complémentaires peuvent être tirées des plans de mesure entreferYZ. Il s'agit de cinq plans équidistants de bord à bord du trou d'injection (en $x=-0,5D, -0,25D, 0, 0,25D$ et $0,5D$). Nous avons représenté en figure III.30 les champs de vitesse moyenne et d'intensité turbulente dans ces cinq plans pour un nombre de Reynolds de l'injection égal à 23 000 et une distance d'impact H/D égale à 6. On remarque premièrement que la distribution de l'écoulement n'est pas homogène en sortie de buse. Cependant, on peut

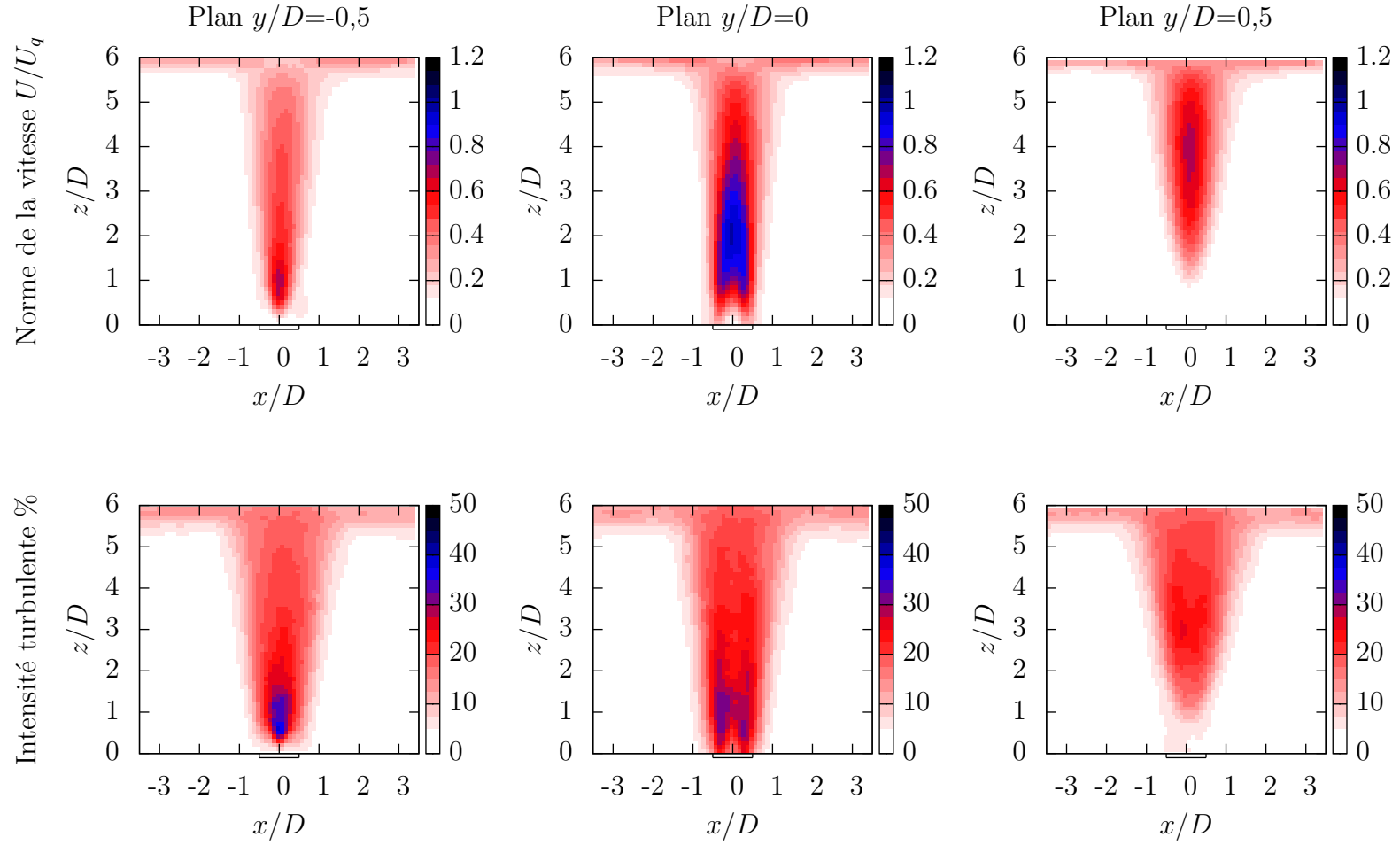


Figure III.29 – Vitesse moyenne et intensité turbulente dans les plans entreferXZ avec $Re_{inj} = 23\ 000$ et $H/D = 6$

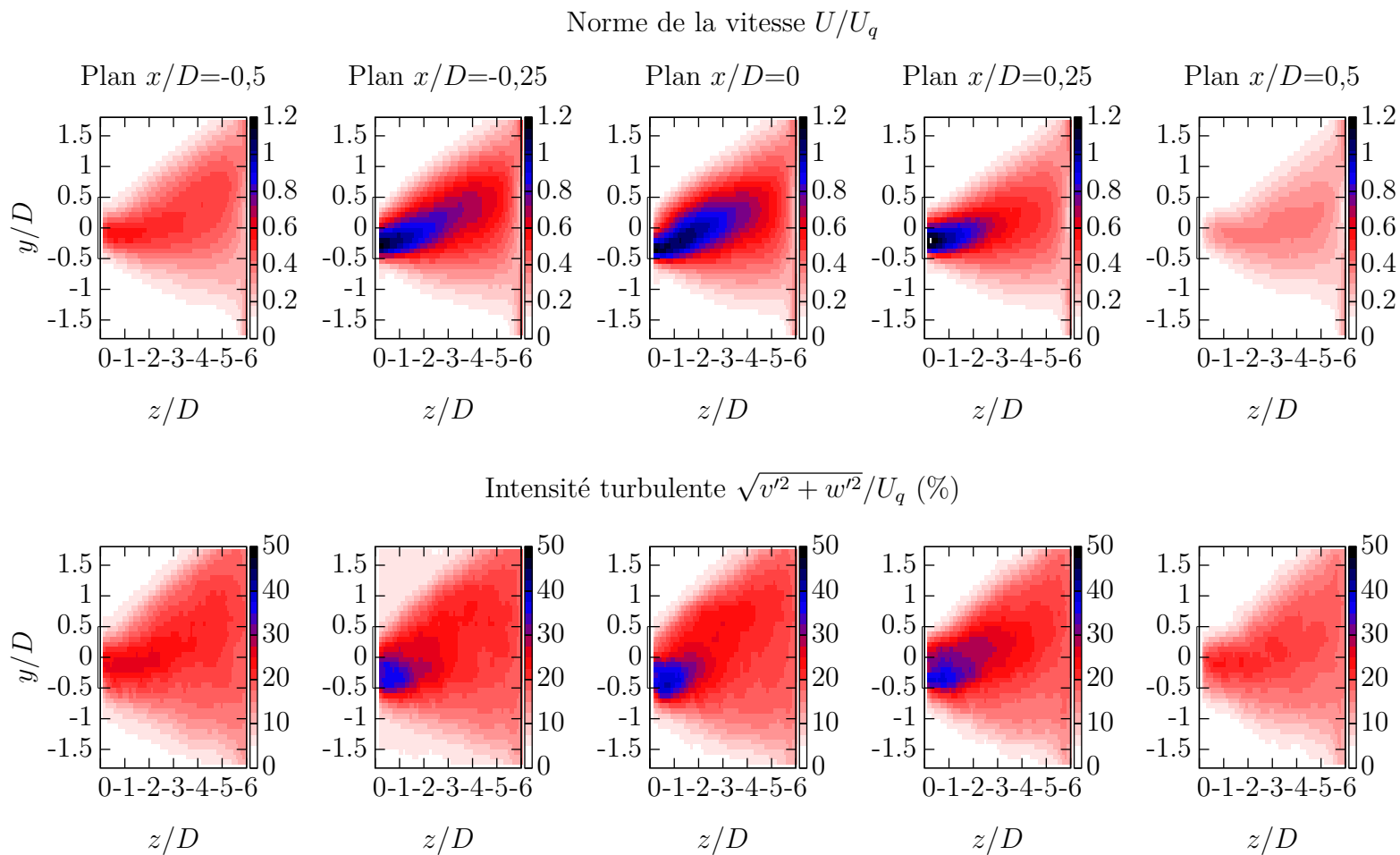


Figure III.30 – Vitesse moyenne et intensité turbulente dans les plans entreferYZ avec $Re_{inj}=23\ 000$ et $H/D=6$

Chapitre III. Résultats expérimentaux

observer une certaine symétrie de l'écoulement selon le plan yOz , comme on pouvait le noter dans les plans précédents.

Ainsi, dans les plans situés aux bords de l'injecteur ($x = \pm 0,5D$), on remarque que la vitesse dans le jet est faible en sortie de buse (environ 40% de la vitesse débitante U_q). Cette vitesse décroît lentement selon l'axe z , de la sortie de buse jusqu'à la plaque d'impact. L'intensité turbulente adopte le même comportement que la vitesse moyenne. Dans les plans intermédiaires ($x = \pm 0,25D$), la vitesse en sortie de buse est concentrée dans la moitié inférieure ($-0,5 \leq y/D \leq 0$) du trou d'injection. La partie supérieure ($0 \leq y/D \leq 0,5$) est en revanche caractérisée par des vitesses faibles voire nulles, tout comme au centre de l'injecteur. Le jet est donc concentré dans une zone en forme de croissant qui occupe la partie inférieure de l'injecteur. Le jet se développe donc depuis cette zone puis les vitesses diminuent en suivant l'axe z . On observe un léger angle (de l'ordre de 5°) entre la direction du jet et l'axe z . En effet, le jet se développe en direction des y positifs. Bien que le jet soit initialement concentré dans la partie inférieure de l'injecteur, il vient finalement en impact proche de l'axe z et ce grâce à l'angle qu'il fait avec l'axe z . Ceci nous décrit l'influence du changement brusque de l'orientation de l'écoulement en amont de l'injecteur pour alimenter le jet. Le jet se retrouve concentré dans la partie inférieure de l'injecteur et rebondit légèrement pour se développer en direction des y positifs. L'intensité turbulente présente dans ces plans une distribution très proche de celle des vitesses moyennes avec des niveaux importants (près de 40%) dans la partie inférieure de l'injecteur ($-0,5 \leq y/D \leq 0$). Elle se développe ensuite en faisant le même angle avec l'axe z que le fait la distribution des vitesses moyennes. L'intensité turbulente baisse ensuite rapidement depuis la sortie de buse jusqu'à la plaque d'impact. Dans le plan médian passant par le centre du trou d'injection ($y=0$), les répartitions de vitesses et d'intensités turbulentes sont très similaires à celles observées dans les plans médians. Nous remarquons une zone de forte vitesse et de forte turbulence dans la partie inférieure ($-0,5 \leq y/D \leq 0$) en sortie d'injecteur. Cette zone se développe avec un angle déjà observé sur les autres plans de manière à rejoindre l'axe du trou d'injection au niveau de l'impact.

Les mesures issues des plans entreferXY à environ 1 mm de la paroi d'impact nous renseignent sur les conditions de vitesse radiale dans la région de l'impact. Nous avons tracé en figure III.31 la distribution de la vitesse moyenne et du taux de turbulence pour les distances d'impact $H/D=4, 5$ et 6 . Il est difficile de comparer les différentes grandeurs entre ces 3 configurations car il est difficile de situer la distance exacte du plan de mesure par rapport à la paroi d'impact. Cependant, nous pouvons constater globalement que la

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

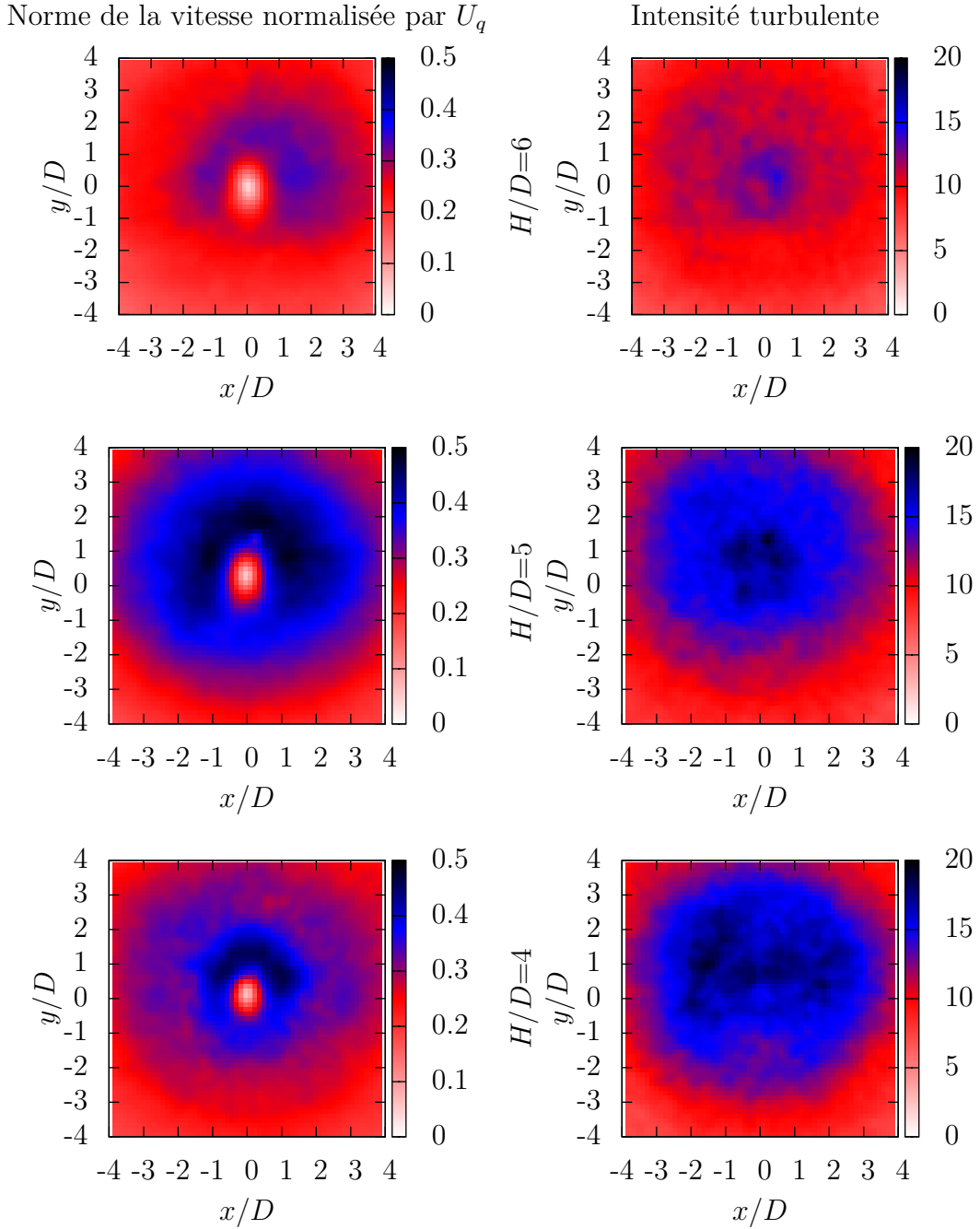


Figure III.31 – Vitesse moyenne et intensité turbulente dans les plans entreferXY avec $Re_{inj}=23\ 000$ et $H/D=4, 5$ et 6

Chapitre III. Résultats expérimentaux

région de stagnation est caractérisée par une vitesse radiale quasi nulle et un taux de turbulence de l'ordre de 15%. On observe également que les zones de fortes vitesses et de fortes turbulence sont décentrées par rapport au point de stagnation vers la partie haute de la plaque d'impact. Ceci s'explique par l'angle que le jet fait avec l'axe z de l'injecteur. Excepté la légère déformation des distributions des composantes radiales des vitesses et des intensités turbulentes, la zone de proche paroi ne présente pas de différences significatives entre notre cas d'étude et le cas de référence pour les distances d'impact $H/D=4, 5$ et 6 .

Nous allons nous intéresser maintenant aux grandeurs de vitesses axiales. Nous avons tracé en figure III.32 les profils des composantes axiales de la vitesse et de la turbulence en proche paroi et des nombres de Nusselt. Rappelons que les niveaux des profils de vitesse dépendent de la distance à la paroi comme le montrent Nishino et al. en figure III.27. Cette distance est, dans notre cas, difficile à déterminer avec précision et donc à reproduire d'une configuration à l'autre. C'est pourquoi nous nous attacherons seulement à considérer les ordres de grandeur des valeurs fournies sans esquisser de comparaison. Nous pouvons donc observer des niveaux de la vitesse axiale de l'ordre de 15% de la vitesse débitante U_q au point de stagnation, ce que reportent également Nishino et al. [55] pour une distance équivalente. De même, w/U_q atteint des valeurs de 12% ce qui a également été observé par Nishino et al. Les répartitions de ces grandeurs le long de la plaque d'impact sont également similaires à celles observées par les mêmes auteurs.

1.3.1 Comparaison aérothermique

Les mesures de vitesse que nous venons d'analyser nous permettent de mieux comprendre l'aérodynamique d'un jet issu d'un écoulement cisaillant amont et à travers une paroi mince. Nous allons alors comparer nos données aérodynamiques avec nos données thermiques afin d'expliquer certaines particularités des échanges de chaleur et quelles sont les influences des paramètres de l'étude.

Ainsi, nous avons pu observer que la topologie du jet dans notre configuration d'étude présente des différences par rapport au cas de référence, notamment dans la zone en sortie de l'injecteur jusqu'à une distance d'environ 4 fois le diamètre D de l'injection. Le jet dans notre cas d'étude ne présente pas de zone de corps potentiel (cf figure III.33). En effet, la répartition des vitesses en sortie de buse n'est pas homogène mais est concentrée dans la partie basse de l'injecteur dans une zone en forme de croissant. Cette zone de forte vitesse se développe avec un léger angle avec l'axe z de l'injecteur vers une répartition plus uniforme. Le jet présente ensuite, à partir de $H/D \approx 4$, des caractéristiques similaires à celles

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

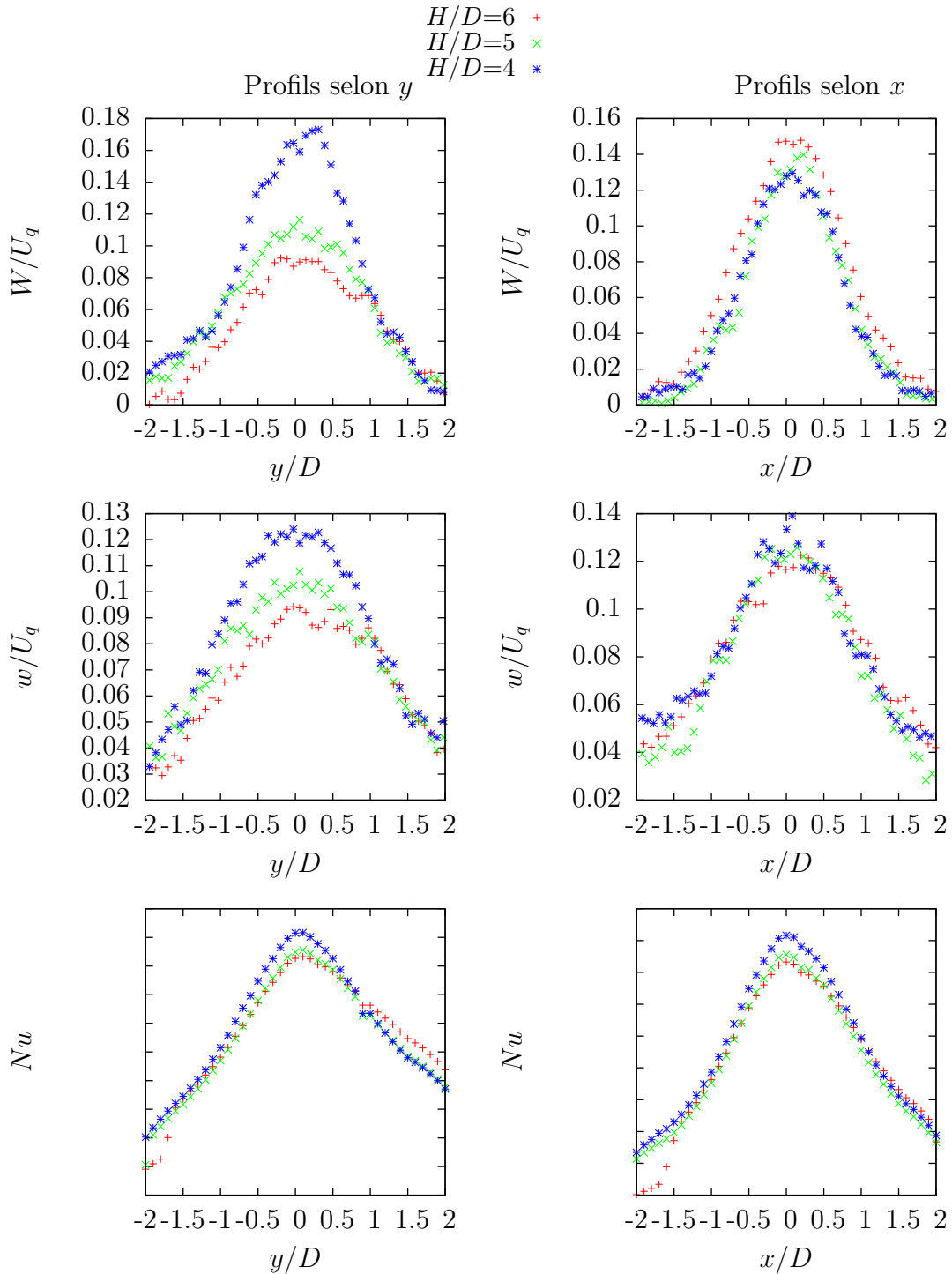


Figure III.32 – Profils selon les axes x et y des composantes axiales de la vitesse et de la turbulence et du nombre de Nusselt pour $Re_{inj}=23\ 000$ et $H/D=4, 5$ et 6

Chapitre III. Résultats expérimentaux

d'une zone de transition dans le cas classique. Ces remarques expliquent les différences observées entre les distributions du nombre de Nusselt entre notre cas d'étude et le cas de référence pour les petites distances d'impact. Les cartographies de Nu que nous obtenons présentent en effet un caractère fortement non axisymétrique. Cette dissymétrie selon l'axe y s'explique par un jet se développant vers les y positifs et reste observable dans une moindre mesure pour des distances d'impact plus grandes. La dissymétrie s'explique aussi par l'écoulement secondaire qui vient contourner la zone du jet plus difficilement pour les petites distances d'impact. Ce deuxième type de déviation n'est plus observé pour des distances d'impact supérieures à $H/D=5$.

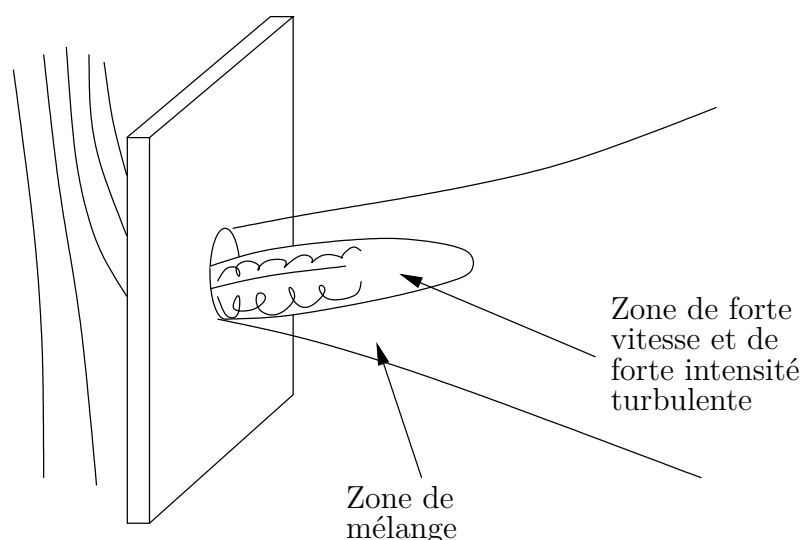


Figure III.33 – Représentation schématique d'un jet alimenté par un écoulement cisailant

Les taux de turbulence dans la chemise sont de l'ordre de 10% et ne varient pas en fonction de Re_{chem} ni de H/D . Les conditions de vitesse en entrée de l'injecteur sont donc similaires quel que soit le débit de l'écoulement principal dans la chemise ce qui explique l'absence d'influence de ce paramètre. En sortie d'injecteur on observe des taux de turbulences très élevés et répartis de manière très différente d'un cas classique. Nous avons une intensité turbulente de l'ordre de 40% concentrée dans la partie inférieure de l'injecteur. La disparition du pic secondaire sur les profils du nombre de Nusselt dans notre cas renforce l'hypothèse qui explique ce pic, observé dans le cas classique pour de faibles distances d'impact, par la présence de tourbillons dans la couche de mélange, et infirme au contraire l'hypothèse l'attribuant à la transition vers la turbulence de la couche limite.

Nous avons tracé en figure III.34 la norme de la vitesse et l'intensité turbulente suivant

III.1 Jet unique en impact sur plaque plane

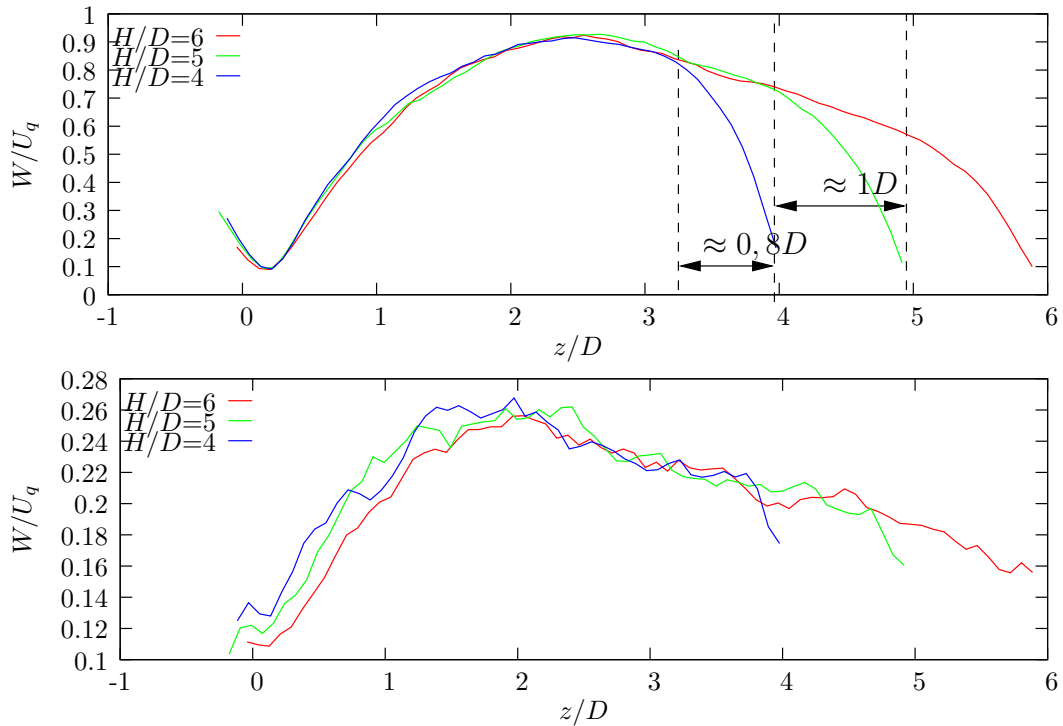


Figure III.34 – Profils selon l’axe z de la norme de la vitesse et de l’intensité turbulente pour $Re_{inj}=23\ 000$ et $H/D=4, 5$ et 6

l’axe z depuis la sortie de l’injecteur jusqu’au point de stagnation, pour les distances d’impact $H/D=4, 5$ et 6 . Les vitesses et l’intensité turbulente ne présentent pas de différence notable selon la distance d’impact sauf en proche paroi. On remarque que l’influence de la paroi sur les valeurs de la vitesse s’étend jusqu’à une distance de l’ordre du diamètre de l’injecteur D . Ces profils correspondent également aux cas de la figure III.32 dans laquelle nous faisons également apparaître les profils des nombres de Nusselt. Comme nous l’avons observé page 122, pour la combinaison de paramètres choisie pour l’étude aérodynamique ($Re_{inj}=23\ 000$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e_{ent}=1\ 000$ et $e/D=1$), la distance d’impact n’a pas d’influence sur les échanges de chaleur et que les caractéristiques aérodynamiques du jet sont inchangées. Cela ne traduit pas le fait que la distance d’impact n’a pas d’influence générale sur les paramètres aérodynamiques du jet, mais cela exprime uniquement le fait que l’influence de la distance d’impact est quasi nulle dans cette zone très réduite du domaine de variation utilisé pour l’analyse thermique. Le point d’inflexion observé en $H/D=5$ sur les différentes grandeurs thermiques étudiées regroupe les informations concernant l’ensemble du plan d’expériences utilisé dans l’étude thermique. Ainsi, il existe nécessairement une zone dans ce domaine de variation où le point d’inflexion est observable. Cette zone ne correspond malheureusement pas à celle choisie pour l’étude aérodynamique et l’origine

de ce point d'inflexion ne peut donc pas être déterminée.

1.3.2 Conclusions intermédiaires

L'aérodynamique des jets alimentés par un écoulement amont cisailant et à travers une paroi mince est très particulière. En effet, nous avons mis en évidence des structures tourbillonnaires avec de fortes vitesses qui apparaissent en amont de l'injection. Ces structures sont situées sur les côtés du trou de l'injection laissant une zone où les vitesses sont plus faibles au centre du trou. L'épaisseur de la plaque d'injection étant faible (égale au diamètre de l'injection), des traces de ces structures sont visibles en sortie d'injecteur. La répartition de la vitesse en sortie de buse n'est pas homogène contrairement à ce que l'on peut observer dans le cas d'un jet issu d'un tube long. Dans notre configuration, la vitesse est concentrée dans la partie inférieure et sur les côtés du trou de l'injection. Une zone en forme de croissant concentre donc la majorité de l'écoulement en sortie d'injecteur. Cette zone représente également le lieu de forts niveaux de turbulence. Le jet qui se développe à partir de cette topologie présente certaines différences par rapport au cas académique d'un jet issu d'un tube long. Ainsi, il devient difficile de considérer l'existence d'un corps potentiel dans notre cas. Notre jet est composé de deux structures tourbillonnaires très intenses dans la partie inférieure de l'injecteur. L'intensité turbulente en sortie de buse présente des niveaux très importants et se situe dans la zone localisée par les structures tourbillonnaires. Le mécanisme de couche de mélange se développant au détriment du corps potentiel dans le cas académique n'est également plus applicable à notre cas d'étude. La zone de forte vitesse et de forte turbulence se développe suivant un axe ayant un léger angle avec l'axe de l'injecteur. L'intensité turbulente chute rapidement le long de cet axe tandis que la vitesse se conserve plus longtemps. Le jet vient finalement en impact près de l'axe de l'injection sous l'effet conjugué d'une zone de forte vitesse concentrée dans la partie inférieure de l'injecteur avec un angle du jet remontant vers la partie supérieure de la zone d'impact.

2 Rangée de jets en impact sur une paroi concave

Les résultats que nous allons présenter dans cette partie concerne les mesures de températures pour une rangée de cinq jets en impact sur une paroi concave. Cette étude va nous permettre de nous intéresser à une situation confinée représentative des échanges de chaleur s'opérant au bord d'attaque d'une aube de turbine. Nous allons ainsi compléter notre base de données afin de tester par la suite sa validité sur une configuration plus complète. Nous allons rappeler succinctement la géométrie utilisée pour la veine d'essai ainsi que les paramètres de l'étude. Nous exposerons ensuite les résultats obtenus et les analyserons.

2.1 Dispositif expérimental

Le montage consiste en une chemise de section circulaire dans laquelle circule un écoulement principal (cf figure III.35). Une rangée de cinq trous de diamètre $D=10$ mm permet à une partie de l'air issu de l'écoulement principal de venir s'écouler hors de la chemise pour former cinq jets et venir en impact sur une paroi courbe de courbure relative $R_C = 5D$. Les jets sont caractérisés par un nombre de Reynolds moyenné sur les 5 injecteurs Re_{inj} . L'espace entre la sortie des injecteurs et la paroi d'impact est donnée par la distance H .

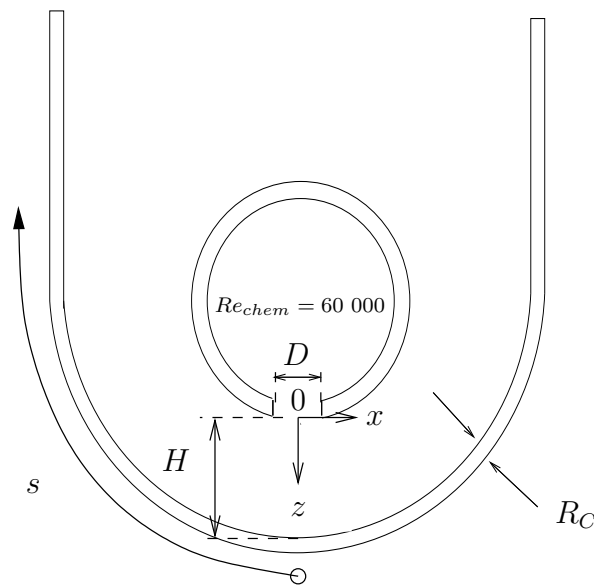


Figure III.35 – Vue en coupe du dessus de la veine d'essai

2.2 Plan d'expériences

La première partie de notre étude nous a enseigné que les paramètres les plus influents sont la distance d'impact et le nombre de Reynolds de l'injection. Nous avons fixé la courbure relative de la paroi d'impact pour simplifier notre étude. Les paramètres à faire varier pour cette expérience sont donc le nombre de Reynolds de l'injection Re_{inj} et la distance d'impact rapporté au diamètre des injecteurs H/D . Leur domaine de variation est le suivant :

- $Re_{inj}=5\ 000, 15\ 000$ et $23\ 000$,
- $H/D=2, 4, 5, 6$ et 8 .

Nous utilisons le plan d'expériences complet associé à cette étude pour sonder les influences de ces deux facteurs. Ce plan complet comprend donc $3 \times 5 = 15$ expériences données dans le tableau III.6. Ceci nous permettra de sonder également l'influence de l'interaction entre les deux facteurs de l'étude. Le nombre de Reynolds de l'injection Re_{inj} est un facteur à 2 ddl et la distance d'impact H/D est un facteur à 4 ddl. Le calcul de l'interaction entre ces deux facteurs consomme 8 ddl.

Exp. n°	H/D	Re_{inj}
1	2	5000
2	2	15000
3	2	23000
4	4	5000
5	4	15000
6	4	23000
7	5	5000
8	5	15000
9	5	23000
10	6	5000
11	6	15000
12	6	23000
13	8	5000
14	8	15000
15	8	23000

Tableau III.6 – Plan d'expériences de la deuxième étude

2.3 Analyse thermique

Nous allons dans un premier temps analyser les cartographies du nombre de Nusselt issues de nos mesures thermiques, puis nous allons définir les réponses auxquelles nous allons nous intéresser dans cette étude.

2.3.1 Définition des valeurs d'intérêt

Nous avons tracé en figure III.36 un exemple de cartographie du nombre de Nusselt. Nous rappelons que l'écoulement principal parcourt l'axe y depuis les valeurs de y positives vers les valeurs négatives. Le jet central est localisé en $s/D=0$ et $y/D=0$ et le pas entre deux jets consécutifs est de $y/D=4$. Nous constatons sur notre exemple que les points de stagnation sont décalés par rapport aux centres des trous d'injection. Nous avons donc extrait les profils du nombre de Nusselt le long des axes passant par le point de stagnation du jet central suivant y , profils sur lesquels apparaissent les trois jets centraux, et suivant s représentant le jet central (cf figure III.37). Nous pouvons observer que les échanges de chaleur ne sont pas uniformément répartis suivant les jets ce qui laisse supposer que ceux-ci ne sont pas également alimentés. En effet, les nombres de Nusselt augmentent en allant du premier jet alimenté jusqu'au dernier. Ainsi, nous nous concentrerons sur le jet central car celui-ci offre une bonne moyenne des échanges de chaleur et est moins soumis aux éventuels effets de bords que les autres jets.

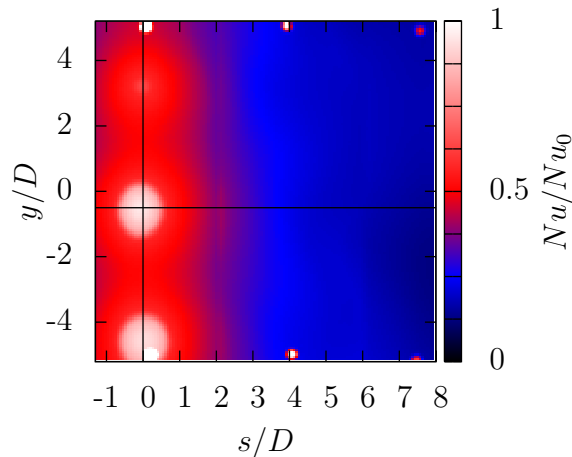


Figure III.36 – Exemple de cartographie du nombre de Nusselt pour la configuration $Re_{inj}=5\ 000$ et $H/D=2$

Nous pouvons constater que le point de stagnation du jet central est localisé sur l'axe y ce qui traduit la symétrie de notre expérience selon l'axe y . Cependant, l'évolution de

Chapitre III. Résultats expérimentaux

sa position sur l'axe y dépend de la distance d'impact. Ainsi, nous pouvons voir que plus la distance d'impact augmente, plus le point de stagnation est déplacé vers les y négatifs. Ceci indique que le jet présente un angle avec l'axe z du trou d'injection. Cet angle oriente le jet vers les y négatifs ce qui est l'inverse de ce qui a été observé lors de l'étude d'un jet sur plaque plane. En effet, dans ce dernier cas l'angle du jet est orienté vers les y positifs. La différence notable entre les deux études est l'épaisseur de la paroi d'injection e/D qui est comprise entre 0,8 et 1,2 pour l'étude du jet sur paroi plane et qui est égale à 0,48 dans cette partie. L'air prélevé de l'écoulement principal est alors moins guidé par l'injecteur dans la présente configuration. Le jet se retrouve fortement dévié là où il ne l'était que faiblement dans la partie précédente. Ceci nous renvoie à une observation précédemment faite sur le domaine de variation très restreint de l'épaisseur de la plaque d'injection lors de la première partie de l'étude. Ainsi, nous pouvons voir que lorsque cette épaisseur tend vers une valeur très grande, la configuration d'étude se rapproche du cas d'un jet issu d'un tube long, et que, au contraire, lorsque cette épaisseur devient très faible l'air issu de l'écoulement principal est moins guidé. Nous pouvons remarquer également que l'influence de la distance d'impact est différente pour $Re_{inj}=5\ 000$ que pour $Re_{inj}=15\ 000$ ou $23\ 000$. Pour $Re_{inj}=5\ 000$, les distances $H/D=6$ et 8 sont plus efficaces pour le refroidissement que les distances $H/D=4$ ou 5 , ce qui n'est pas le cas lorsque l'on augmente le nombre de Reynolds de l'injection. Nous pouvons signaler que lorsque $Re_{inj}=5\ 000$ nous nous approchons d'un problème de convection mixte où la convection naturelle devient alors moins négligeable.

Dans cette étude, nous nous intéresserons à deux types de réponse qui sont le nombre de Nusselt au point de stagnation Nu_0 et le nombre de Nusselt moyen \overline{Nu} pour la zone du jet central. Ce nombre de Nusselt moyen est calculé sur une surface équivalente à un disque de rayon D centrée sur le point de stagnation du jet central. Nous avons rassemblé les résultats de cette étude dans le tableau III.7. Nous pouvons représenter ces résultats graphiquement comme nous l'avons fait en figure III.38. Sur cette figure (sans valeur affichée pour raison de confidentialité) nous voyons apparaître les influences du nombre de Reynolds de l'injection, de la distance d'impact sous forme de courbe et de l'interaction entre ces deux facteurs sous forme de surface de réponse. Les échanges de chaleur augmentent fortement avec Re_{inj} avec une évolution de la forme $Nu_0 \propto Re_{inj}^{0,56}$ comme le proposaient Lee, Chung et Won [43] pour $11\ 000 \leq Re_{inj} \leq 50\ 000$. La distance d'impact est également très influente sur les échanges de chaleur et on constate que les valeurs des nombres de Nusselt diminuent lorsque la distance d'impact augmente. Nous n'observons pas le même comportement que dans la première partie de notre étude avec un

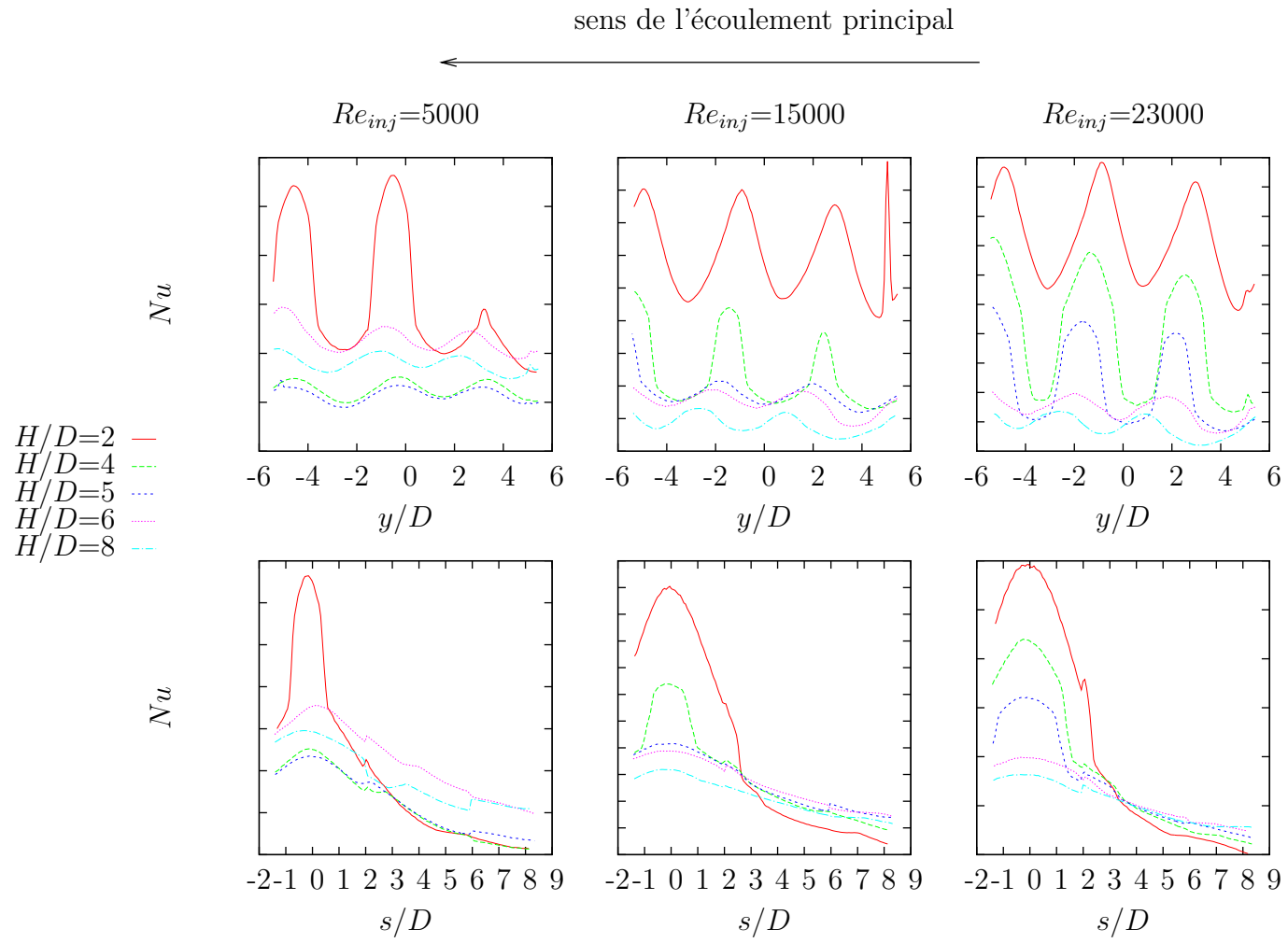


Figure III.37 – Profils des nombres de Nusselt selon l'axe y et l'abscisse s

Chapitre III. Résultats expérimentaux

Exp. n°	H/D	Re_{inj}	Nu_0	\overline{Nu}
1	2	5000	38,3	27,5
2	2	15000	111,1	97,6
3	2	23000	140,1	124,5
4	4	5000	25,2	18,8
5	4	15000	74,1	58,7
6	4	23000	108,2	97,9
7	5	5000	19,3	18,3
8	5	15000	51,7	49,5
9	5	23000	84,5	77,3
10	6	5000	17,8	16,8
11	6	15000	48,9	47,2
12	6	23000	59,9	57,7
13	8	5000	17,6	16,9
14	8	15000	43,1	41,3
15	8	23000	53,8	52,4

Tableau III.7 – Résultats de la deuxième étude

maximum global en $H/D=6$ et un point d'inflexion en $H/D=5$. Ces deux parties restent cependant assez peu comparables du point de vue des différents paramètres étudiés. Ici, les coefficients d'échanges diminuent continûment avec H/D comme l'observait également Lee, Chung et Won.

Nous notons également que l'influence de l'interaction entre Re_{inj} et H/D n'est pas nulle mais reste inférieure aux influences principales. En effet, l'analyse quantitative des différentes influences (non communiquée pour des raisons de confidentialité) montrerait une amplitude des interactions environ cinq fois (respectivement deux fois) moins importante que celle attribuée à la seule influence de Re_{inj} (respectivement H/D). Ainsi, la réponse selon un facteur dépend du niveau de l'autre facteur. Nous pouvons faire une approximation des surfaces de réponse de ces interactions à l'aide d'une fonction de la forme $a \times x \times y$ (en vert sur la figure III.38). Ceci va nous permettre de mettre en place une corrélation pour Nu_0 et \overline{Nu} dans le domaine de variation $2 \leq H/D \leq 8$ et $5\,000 \leq Re_{inj} \leq 23\,000$. Les corrélations obtenues nous donnent un écart avec les mesures inférieur à 5%. Cette précision est meilleure que celle que nous offrait la corrélation de l'étude du jet unique sur paroi plane. Dans cette dernière, nous considérons un grand nombre de paramètres et négligeons les interactions entre facteurs ce que n'est pas le cas dans cette partie. Nous considérons ici un plan d'expériences complet avec deux paramètres et l'interaction de ces deux paramètres. La modélisation associée à ce plan est donc elle aussi complète et

III.2 Rangée de jets en impact sur une paroi concave

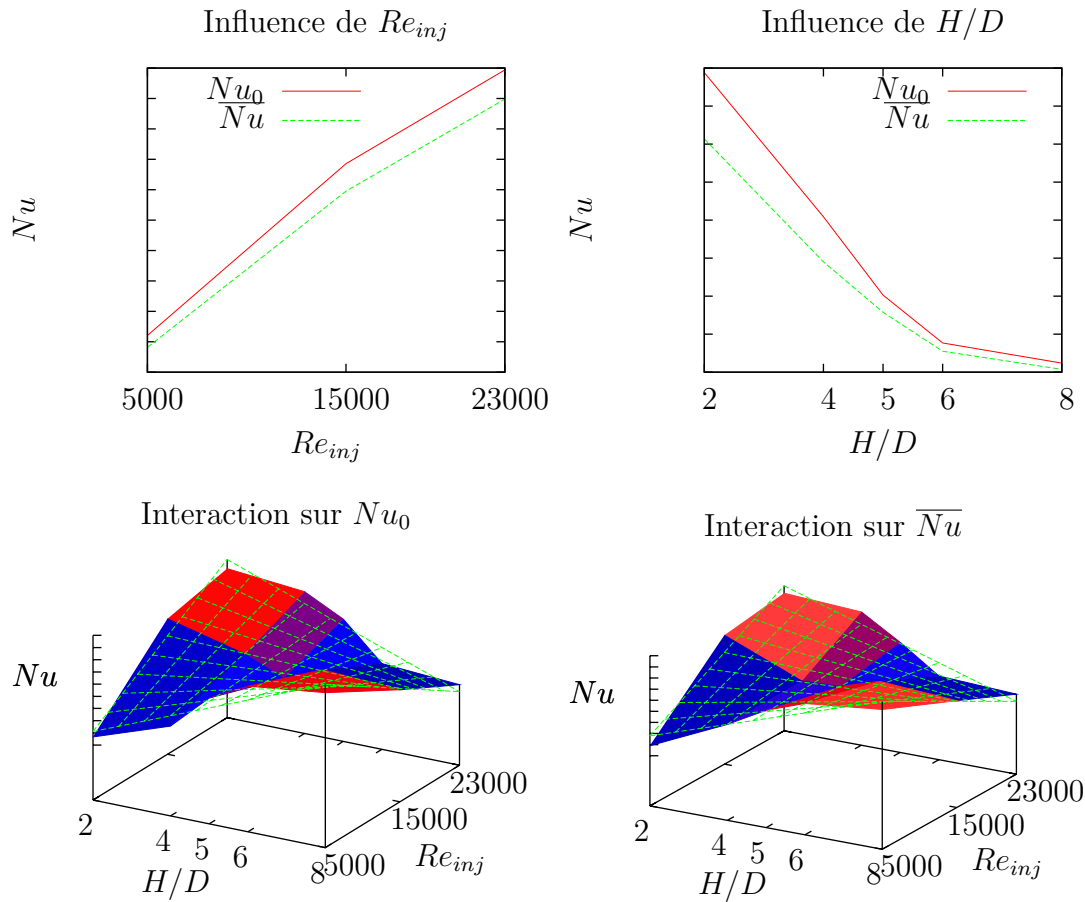


Figure III.38 – Effets des influences principales et de l'interaction entre facteurs sur les réponses Nu_0 et \bar{Nu}

prend donc en compte tous les effets. Ceci implique que nous réduisons les sources d'imprécision pour obtenir nos corrélations. Les seules erreurs persistantes sont celles liées à l'approximation des influences des paramètres et de leur interaction par des fonctions continues. Ceci illustre notamment pourquoi lorsque le nombre de facteurs augmente il devient plus difficile d'avoir une modélisation complète et pour laquelle l'approximation des interactions entre facteurs d'ordre deux ou plus devient moins aisée.

3 Configuration schématique d'une aube de turbine

Dans cette partie, nous considérons une géométrie proche d'une aube de turbine réelle. Nous rappelons brièvement la géométrie utilisée et nous comparerons les résultats thermiques issus de cette expérience avec ceux des expériences précédentes.

3.1 Veine d'essai

Il s'agit d'un bloc d'injection complet comprenant une partie intrados et une partie extrados avec 15 orifices d'injection chacune, et une partie bord d'attaque avec une rangée de 9 orifices (cf figure III.39). Ce bloc d'injection est alimenté par un écoulement cisailant amont aux injecteurs. Le nombre de Reynolds moyen pour chaque injecteur est de 5 000 et les distances d'impact sont $H/D=2$ pour les parties intrados/extrados et $H/D=6,4$ au bord d'attaque.

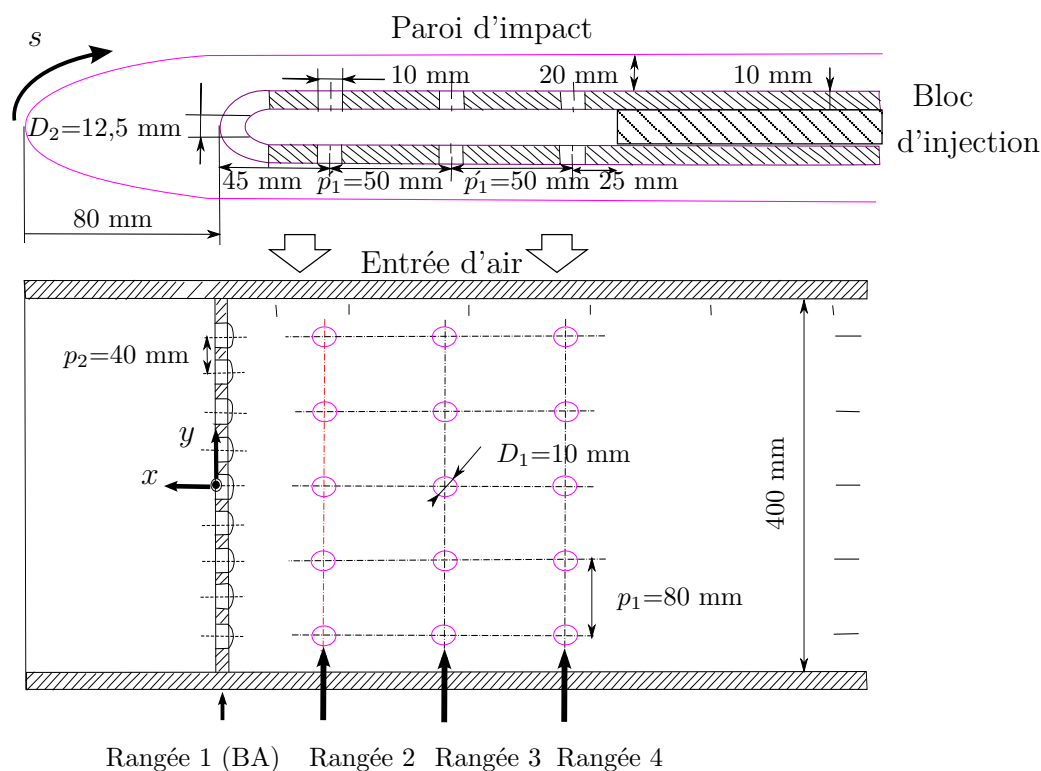


Figure III.39 – Schéma du bloc d'injection

3.2 Analyse thermique

Nous présentons en figure III.40 la distribution des coefficients d'échanges convectifs sur la paroi d'impact. Nous centrons l'origine de notre repère sur le jet central de la rangée du bord d'attaque. Nous pouvons observer que les points de stagnation correspondent aux centre des orifices d'injection. Les jets sont donc bien guidés par la paroi d'injection qui a une épaisseur égale à D pour la partie intrados/extrados et égale à $0,8D$ pour la partie bord d'attaque. Nous pouvons constater également que les échanges de chaleur sont plus faibles de moitié au bord d'attaque de l'aube que sur la partie intrados/extrados. Ceci est un résultat important car de manière générale les contraintes thermiques sont plus fortes au bord d'attaque que sur la partie intrados/extrados. C'est donc au bord d'attaque que les échanges de chaleur doivent être optimisés. Nous remarquons que les orifices les plus proches de l'entrée de l'écoulement principal donnent des valeurs de coefficients d'échanges plus faibles que pour les orifices suivants. Ils semblerait que les premiers trous soient moins alimentés que ceux qui leur succèdent. Ce constat a également été fait lors de l'étude d'une rangée de jets en impact sur une paroi courbe. Nous remarquons aussi, sur la partie intrados/extrados, que les valeurs des coefficients d'échanges sont légèrement plus élevées sur la rangée proche du bord de fuite que celle proche du bord d'attaque. Ces observations sont à comparer avec l'étude de la répartition des débits pour chaque orifice réalisée dans le

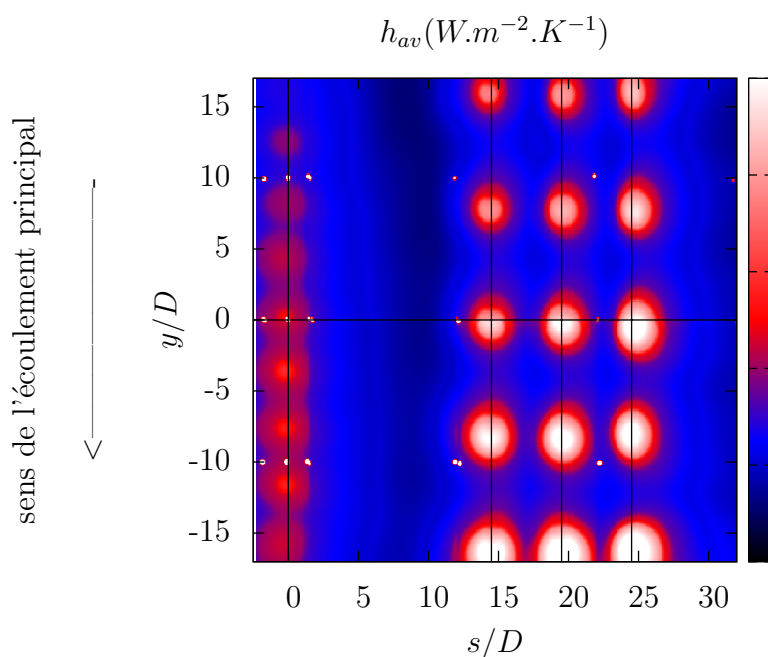


Figure III.40 – Répartition du coefficient d'échange convectif

Chapitre III. Résultats expérimentaux

chapitre II page 72. En effet, cette répartition est non homogène et explique les différences constatées pour la contribution aux échanges de chaleur de chaque injecteur. L'origine de cette distribution n'est cependant pas déterminée. Une hypothèse consiste à l'expliquer par la répartition de pression le long du circuit imposée par le système de vanne qui pourrait être localement plus élevée en sortie de chemise qu'en entrée.

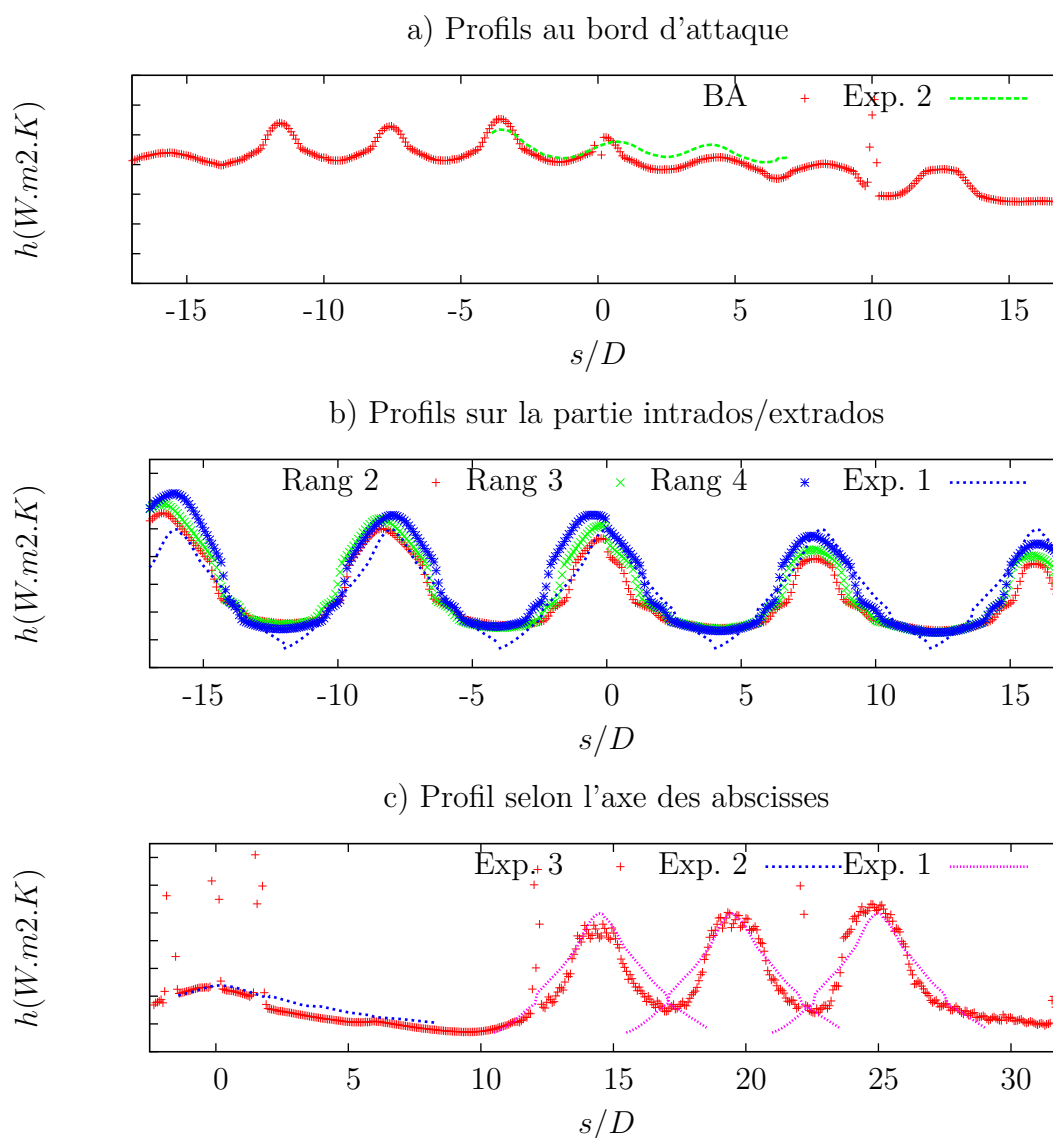


Figure III.41 – Répartition du coefficient d'échange convectif a) au bord d'attaque, b) sur la partie intrados/extrados et c) selon l'axe des abscisses

De la cartographie de la figure III.40 nous avons extrait des profils selon les axes y passant par les rangées du bord d'attaque (notée BA) et de la partie intrados de l'aube (notées rang 2, rang 3 et rang4)(cf figure III.41). Nous avons également extrait un profil

III.3 Configuration schématique d'une aube de turbine

selon l'axe des abscisses passant par le trou central du bord d'attaque (noté exp.3). Nous avons comparé ces profils à ceux issus des deux premières parties de notre étude (notés exp.1 pour l'impact d'un jet unique sur paroi plane et exp.2 pour l'impact d'une rangée de jets sur paroi courbe). Nous retrouvons de manière plus évidente les observations faites à partir de la figure III.40. Nous pouvons constater également que les mesures issues des deux premières expériences présentent de fortes concordances avec la troisième expérience. En effet, les écarts entre les différentes mesures sont de l'ordre de 10% et s'expliquent notamment par la répartition non homogène des débits. Une correction pourrait être apportée pour une meilleure prise en compte de ce phénomène et donc pour une meilleure prédiction des transferts de chaleur. Ainsi les niveaux des échanges de chaleur coïncident de manière satisfaisante entre les différents résultats. Nous pouvons ainsi voir que les mesures issues des deux premières parties de notre étude sont transposables à une configuration plus complexe telle qu'une géométrie proche d'une aube de turbine réelle.

Conclusion générale et perspectives

Le but de notre étude est d'améliorer et de compléter les connaissances sur les transferts de chaleur au sein des aubes de turbines. Nous nous sommes plus particulièrement intéressés au refroidissement interne des aubages par impact de jets. Une étude bibliographique a été menée afin de caractériser l'aérodynamique et la thermique d'un ou de plusieurs jets en impact sur une paroi plane ou courbe. Les paramètres ayant une influence significative sur les échanges de chaleur ont alors été déterminés. Nous avons ainsi pu sélectionner les paramètres les plus pertinents pour notre étude.

Nos travaux se décomposent en trois parties allant d'une configuration de base déjà complexe à une configuration plus globale. Nous avons voulu mettre en avant une alimentation en air des injecteurs plus réaliste que dans les études antérieures. Nous avons alors considéré une alimentation à travers une paroi mince avec un écoulement cisailant en amont des injecteurs. Nous avons appliqué ce principe aux trois parties de notre étude.

La première partie se concentre sur un jet unique en impact sur une paroi plane et est représentative des échanges de chaleur sur la partie intrados/extrados de l'aube. Des mesures thermiques et aérodynamiques ont été réalisées afin de caractériser les phénomènes physiques qui entrent en jeu pour cette configuration complexe. Une étude multifactorielle a été entreprise dans le but d'identifier les paramètres ayant une influence significative sur ces phénomènes. Les paramètres étudiés sont la distance d'impact, l'épaisseur de la paroi d'injection, le nombre de Reynolds de l'écoulement en amont du jet, le nombre de Reynolds de l'injection et le nombre de Reynolds d'un écoulement secondaire simulant l'évacuation de l'air utilisé pour le refroidissement du bord d'attaque vers le bord de fuite. Nous nous sommes appuyés sur la méthode des plans d'expériences pour notre campagne expérimentale. Plusieurs observations découlent de l'analyse de nos résultats. La plus essentielle est que la topologie de ce jet issu d'une paroi mince et alimenté par un écoulement cisailant est très différente de celle observée dans le cas classique d'un jet issu d'un tube long. Notre jet se compose en effet de deux structures tourbillonnaires qui se substituent au corps potentiel du cas classique. Ces structures se forment dès l'entrée de l'injecteur

Conclusions

et sont dues à l'écoulement cisailant de l'alimentation. L'air prélevé de cet écoulement pour alimenter l'injection change brusquement de direction et se concentre donc dans la partie de l'injecteur opposée à l'origine de l'écoulement principal, partie où la redirection de l'air est la moins forte. Ce résultat fournit une base de réflexion pour les simulations numériques visant cette application et qui considèrent classiquement des conditions de vitesse homogènes en sortie de buse.

Du point de vue des échanges de chaleur, il est à noter une baisse très importante des coefficients d'échanges convectifs sur la paroi d'impact, baisse de l'ordre de 40% par rapport au cas classique. L'épaisseur de la paroi d'injection et le nombre de Reynolds de l'écoulement secondaire n'ont pas d'influence significative sur les transferts de chaleur dans le domaine de variation étudié. Cependant, une étude de l'influence de l'épaisseur de la paroi d'injection mériterait d'être réalisée sur une plage de variation plus large. Le nombre de Reynolds de l'écoulement amont à l'injection n'a pas d'influence sur les échanges de chaleur. Ce résultat présente un intérêt pratique car il signifie que seul le débit d'air passant par l'injecteur est déterminant et que l'on peut réduire celui de l'écoulement principal sans avoir d'effet négatif sur les échanges de chaleur. La distance d'impact est le second paramètre influent. L'évolution des échanges de chaleur suivant ce paramètre présente un point d'inflexion pour une distance d'impact égale à 5 fois le diamètre de l'injecteur. Cette particularité ainsi que la baisse importante du niveau des coefficients d'échange demeurent non expliquées. Une perspective intéressante à notre étude serait une caractérisation aérodynamique plus précise en très proche paroi de ce type de jet. Ceci pourrait révéler des différences notables avec le cas classique et expliquer les différences de niveaux entre les deux configurations. Il est à noter que le caractère fortement tridimensionnel du jet étudié est à prendre en compte pour une telle étude. C'est en effet un point de discussion quant à la pertinence de la PIV standard pour les mesures effectuées. En effet, ce moyen de mesure n'est pas le plus adapté à ce type d'écoulement tridimensionnel. Adapter cette étude à la zone du domaine de variation où le point d'inflexion est le plus prononcé permettrait également d'expliquer cette particularité. Notre étude se veut globale en regroupant un nombre important de paramètres et une suite logique serait donc de se concentrer sur les paramètres les plus pertinents et sur un domaine choisi de manière judicieuse aux regards de nos résultats.

La deuxième partie de notre étude s'intéressait à l'impact d'un rangée de jets en impact sur une paroi courbe afin de représenter les échanges de chaleur qui s'opèrent au bord d'attaque d'une aube. Nous avons pu procéder, pour cette configuration, à l'étude thermique de l'influence du nombre de Reynolds de l'injection et de la distance d'impact

par un plan d'expériences complet. Nous avons ainsi pu sonder également l'interaction entre ces deux facteurs et constater qu'ils n'étaient pas indépendants. L'influence d'un facteur dépend donc du niveau auquel est fixé l'autre facteur. Ceci indique que la recherche d'interaction entre facteur est à prendre en compte lorsque l'on étudie des phénomènes complexes de même nature.

La dernière partie de notre étude représentait une aube plus complète, regroupant les parties intrados/extrados et bord d'attaque dans une configuration multijets. Nous avons procédé à la détermination des échanges de chaleur pour cette configuration et avons comparé ces résultats à ceux issus des deux premières parties de notre étude. Les distributions des coefficients d'échanges de chaleur offrent une bonne concordance entre les expériences ce qui indique que la transposition des résultats issus des deux premières parties vers une configuration plus complète est valable. Cependant, des différences de géométrie existent entre la deuxième et la troisième partie de notre étude comme l'épaisseur de la plaque d'injection et la courbure relative de la paroi d'impact. Une expérience plus adaptée permettrait de valider pleinement nos conclusions. De manière plus générale, c'est l'aspect interaction entre plusieurs jets qui fait défaut à notre étude et qui offrirait un complément important. Cela fournirait un outil complet à la conception de systèmes de refroidissement appliqués aux aubes de turbines.

Des corrélations précises se basant sur ces résultats sont donc applicables au cas industriel. La précision de telles corrélations peut être augmentée. Elle dépend essentiellement de la modélisation adoptée par le plan d'expériences utilisé. Un choix plus judicieux du domaine de variation et des interactions à prendre en compte est donc un pas vers l'amélioration de nos prédictions. Cette première étude constitue ainsi une première itération vers cette amélioration.

Conclusions

Références bibliographiques

- [1] S. Ashforth-frost et K. Jambunathan, “Effect of nozzle geometry and semi-confinement on the potential core of a turbulent axisymmetric jet,” dans *10th Int. Comm. in Heat and Mass Transfer*, vol. 23, no. 2, Brighton, 1996, p. 155–162.
- [2] S. Ashforth-frost, K. Jambunathan, et C. Whitney, “Velocity and turbulence characteristics of a semi-confined orthogonally impinging slot jet,” *Exp. Thermal and Fluid Science*, vol. 14, no. 1, p. 60–67, 1997.
- [3] C. Baudoin, L. Pate, et G. Stangalini, “Principales avancées et perspectives pour l’aérothermique dans les turboréacteurs,” dans *Congrès SFT*, vol. 2, Toulouse, 2008, p. 933–944.
- [4] J. Baughn et S. Shimizu, “Heat transfer measurements from a surface with uniform heat flux impinging jet,” *Journal of Heat Transfer*, vol. 111, no. 4, p. 1096–1098, 1989.
- [5] J. Baughn, A. Hechanova, et Y. Xiajun, “An experimental study of entrainment effects on the heat transfer from a flat surface to a heated circular impinging jet,” *Journal of Heat Transfer*, vol. 113, no. 4, p. 1023–1025, 1991.
- [6] S. Beltaos, “Oblique impingement of circular turbulent jets,” *Journal of Hydraulics Research*, vol. 14, no. 1, p. 17–36, 1976.
- [7] R. Blevins, *Applied Fluid Dynamics Handbook*. Van Nostrand Reinhold Co., 1984, no. ISBN 157524182X.
- [8] P. Brevet, “Étude expérimentale et numérique des transferts thermiques par impact de jet, application aux moteurs aéronautiques,” Thèse, Université de Poitiers, 2001.
- [9] S. Brodersen, D. Metzger, et H. Fernando, “Flow generated by the impingement of a jet on a rotating surface : Part I-basic flow patterns,” *Journal of Fluid Engineering*, vol. 118, no. 1, p. 61–67, 1996.
- [10] S. Brodersen, D. Metzger, et H. Fernando, “Flows generated by the impingement of a jet on a rotating surface : Part II-detailed flow structure and analysis,” *Journal of Fluid Engineering*, vol. 118, no. 1, p. 68–73, 1996.

Références bibliographiques

- [11] J. Buchlin, “Convective heat transfer in impinging gas jet systems,” *VKI for Fluids Dynamics Lecture Series, Aero-Thermal Performance of Internal Cooling Systems in Turbomachines*, vol. 3, p. I1–I33, 2000.
- [12] L. Budugur, *Fluid Dynamics and Heat Transfer of Turbomachinery*. Wiley Interscience, 1996, no. ISBN 0-471-85546-4.
- [13] C. Carcasci, “An experimental investigation on air impinging jets using visualization methods,” *Int. Journal of Thermal Sciences*, vol. 38, no. 9, p. 808–818, 1999.
- [14] H. Cho et D. Rhee, “Local heat/mass transfer measurement of the effusion plate impingement/effusion cooling systems,” *J. of Turbomachinery*, vol. 123, no. 3, p. 601–608, 2001.
- [15] C. Cornaro, A. Fleischer, et R. Goldstein, “Flow visualization of a round jet impinging on cylindrical surfaces,” *Exp. Thermal and Fluid Science*, vol. 20, no. 2, p. 66–78, 1999.
- [16] C. Cornaro, A. Fleischer, R. Goldstein, et M. Rounds, “Jet impingement cooling of a convex semicylindrical surface,” *Int. Journal of Thermal Sciences*, vol. 40, no. 10, p. 890–898, 2001.
- [17] G. Dailey, “Design and calculation issues,” *VKI for Fluids Dynamics Lecture Series, Aero-Thermal Performance of Internal Cooling Systems in Turbomachines*, vol. 3, p. A1–A70, 2000.
- [18] L. Dong, C. Leung, et C. Cheung, “Heat transfer of a row of three butane/air flame jets impinging on a flat plate,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 46, no. 1, p. 113–125, 2003.
- [19] S. Downs et E. James, “Jet impingement heat transfer - a literature survey,” dans *24th ASME, AIChE and ANS, National Heat Transfer Conference and Exhibition*, Pittsburgh, Pennsylvania, 1987.
- [20] H. Fellouah, C. Ball, et A. Pollard, “Reynolds number effects within the development region of a turbulent round free jet,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 52, no. 17-18, p. 3943–3954, 2009.
- [21] M. Fénot, “Étude du refroidissement par impact de jets : Application aux aubes de turbine,” Thèse, Université de Poitiers, 2004.
- [22] M. Fénot, J.-J. Vullierme, et E. Dorignac, “A heat transfer measurement of jet impingement with high injection temperature,” *Comptes-Rendus Mécanique*, vol. 333, no. 10, p. 778–782, 2005.
- [23] R. Gardon et J. Akfirat, “Heat transfer characteristics of impinging two dimensional air jets,” *Journal of Heat Transfer, Transactions of the ASME*, p. 101–107, 1966.

- [24] C. Gau et C. Chung, “Surface curvature effect on slot-air-jet impingement cooling flow and heat transfer process,” *Journal of Heat Transfer*, vol. 113, no. 4, p. 858–864, 1991.
- [25] J. Gautner, J. Livingood, et P. Hrycak, “Survey of literature on flow characteristics of a single turbulent jet impinging on a flat plate,” NASA, Rap. Tech. D-5652, 1970.
- [26] V. Gilard, “Étude de l’aérodynamique de jets impactant une paroi concave,” Thèse, Université de Poitiers, 2004.
- [27] R. Goldstein et M. Franchett, “Heat transfer from a flat surface to an oblique impinging jet,” *Journal of Heat Transfer*, vol. 110, no. 1, p. 84–90, 1988.
- [28] R. Goldstein et W. Seol, “Heat transfer to a row of impinging circular air jets including the effect of entrainment,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 34, no. 8, p. 2133–2147, 1991.
- [29] R. Goldstein et J. Timmers, “Visualization of heat transfer from arrays of impinging jets,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 25, p. 1857–1868, 1982.
- [30] R. Goldstein, A. Behbahani, et K. K. Heppelmann, “Streamwise distribution of the recovery factor and the local heat transfer coefficient to an impinging circular air jet,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 29, no. 8, p. 1227–1235, 1986.
- [31] R. Goldstein, K. Sobolik, et W. Seol, “Effect of entrainment on the heat transfer to a heated circular air jet impinging on a flat surface,” *Journal of Heat Transfer*, vol. 112, no. 3, p. 608–611, 1990.
- [32] B. Han et R. Goldstein, “Jet impingement heat transfer in gas turbine systems,” *Annals of the New York Academy of Sciences*, vol. 934, p. 147–161, 2001.
- [33] P. Heikkilä et N. Milosavljevic, “Investigation of impingement heat transfer coefficient at high temperatures,” *Drying Technologies*, vol. 20, no. 1, p. 211–222, 2002.
- [34] B. Hollworth et L. Gero, “Entrainment effects on impingement heat transfer : Part I - measurements of heated jet velocity and temperature distributions and recovery temperatures on target surface,” *Journal of Heat Transfer*, vol. 106, no. 4, p. 797–803, 1984.
- [35] B. Hollworth et S. Wilson, “Entrainment effects on impingement heat transfer : Part II - local heat transfer measurement,” *Journal of Heat Transfer*, vol. 107, no. 4, p. 910–915, 1985.
- [36] C. Hoogendoorn, “The effect of turbulence on heat transfer at a stagnation point,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 20, p. 1333–1338, 1977.
- [37] L. Huang et M. E. Genk, “Heat transfer of an impinging jet on a flat surface,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 37, no. 13, p. 1915–1923, 1994.

Références bibliographiques

- [38] H. J. Hussein, S. P. Capps, et W. K. George, “Velocity measurements in a high-reynolds-number, momentum-conserving, axisymmetric, turbulent jet,” *J. Fluid Mech.*, vol. 258, p. 31–75, 1994.
- [39] J. Jambunathan, E. Lai, M. Moss, et B. Button, “A review of heat transfer data for single circular jet impingement,” *Int. J. Heat and Fluid Flow*, vol. 13, no. 2, p. 106–115, 1992.
- [40] K. Jambunathan, S. Ashforth-frost, C. Whitney, et L. Li, “Heat transfer from a flat plate by a semi-confined impinging slot jet,” dans *Eurotherm 32, Heat Transfer in Single Phase Flow*, Oxford, 1993.
- [41] R. Koopman et E. Sparrow, “Local and average transfer coefficients due to an impinging row of jets,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 19, p. 673–683, 1976.
- [42] Y. Kornblum et R. Goldstein, “Jet impingement on semicircular concave and convex surfaces - part 2 : Heat transfer,” dans *The Physics of Heat Transfer in Boiling and Condensation : International Symposium*, Moscow, 1997.
- [43] D. Lee, Y. Chung, et S. Wong, “The effect of concave surface curvature on heat transfer from a fully developed round impinging jet - technical note,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 42, no. 13, p. 2489–2497, 1999.
- [44] J. Livingood et P. Hrycak, “Impingement heat transfer from turbulent air jets to flat plate - a literature survey,” NASA, Rap. Tech. X-2778, 1973.
- [45] D. Lytle et B. Webb, “Air jet impingement heat transfer at low nozzle-to-plate spacings,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 37, no. 12, p. 1687–1697, 1994.
- [46] T. G. Malmström, A. T. Kirkpatrick, B. Christensen, et K. D. Knappmiller, “Centre-line velocity decay measurements in low-velocity axisymmetric jets,” *J. Fluid Mech.*, vol. 346, p. 363–377, 1997.
- [47] M. Marchand, J.-G. Galier, P. Reulet, et P. Millan, “Étude de l’impact de jets circulaire, turbulents et chauds sur une surface concave,” dans *Journée thématique SFT*, 2001.
- [48] H. Martin, “Heat and mass transfer between impinging gas jets and solid surfaces,” *Adv. in Heat Transfer*, vol. 13, p. 1–60, 1977.
- [49] C. Meola, G. Cardone, C. Carmicino, et G. Carlomagno, “Fluid dynamics and heat transfer in an impinging air jet,” dans *9th International Symposium on Flow Visualization*, Edimbourg, 2000.
- [50] D. Metzger, L. Florschuetz, D. Takeuchi, R. Behhe, et R. Berry, “Heat transfer characteristics for inline and staggered arrays of circular jets with crossflow of spent air,” *Journal of Heat Transfer*, vol. 101, p. 526–531, 1979.

- [51] G. Miyake, M. Hirata, et N. Kasagi, “Two-dimensional jet impinging on a wall with roughness elements,” *Experimental Heat Transfer*, vol. 7, no. 1, p. 1–17, 1994.
- [52] G. Miyake, M. Hirata, et N. Kasagi, “Heat transfer characteristics of an axisymmetric jet impinging on a wall with concentric roughness elements,” *Experimental Heat Transfer*, vol. 7, no. 2, p. 121–141, 1994.
- [53] V. Narayanan, J. Seeyed-Yagoobi, et R. Page, “An experimental study of fluid mechanics and heat transfer in an impinging slot jet flow,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 47, no. 8-9, p. 1827–1845, 2003.
- [54] NF-ENV-13005, *Guide pour l’expression de l’incertitude de mesure*, LNE, Bureau Qualité-Statistique, 1997.
- [55] K. Nishino, M. Samada, K. Kasuya, et K. Torii, “Turbulence statistics in the stagnation region of an axisymmetric impinging jet flow,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 17, no. 3, p. 193–201, 1996.
- [56] N. Obot, W. Douglas, et A. Mujumdar, “Effect of semi-confinement on impingement heat transfer,” dans *7th Int. Heat Transfer Conference*, Munich, 1982.
- [57] C. O. Popiel et O. Trass, “The effect of ordered structure of turbulence on momentum, heat and mass transfer of impinging round jets,” dans *7th Int. Heat Transfer Conference*, vol. 6, Washington D.C., 1982, p. 141–146.
- [58] C. Popiel et L. Boguslawski, “Flow structure of the free round turbulent jet in the initial region,” *J. Fluid Mech.*, vol. 90, p. 531–539, 1979.
- [59] C. Popiel et L. Boguslawski, “Mass or heat transfer in impinging single round jets emitted by a bell-shaped nozzle and sharp-ended orifice,” dans *8th Int. Heat Transfer Conference*, San Francisco, 1986.
- [60] C. Popiel et O. Trass, “Visualization of a free and impinging round jet,” *Exp. Thermal and Fluid Science*, vol. 4, p. 253–264, 1991.
- [61] D. Rhee et J. Choi, “Flow and heat (mass) transfer characteristics in an impingement/effusion cooling system with crossflow,” *J. of Turbomachinery*, vol. 125, p. 74–82, 2003.
- [62] N. Saad, S. Polat, et J. Douglas, “Confined multiple impinging slot jets without crossflow effects,” *Int. J. Heat and Fluid Flow*, vol. 13, p. 2–14, 1992.
- [63] J. San et M. Lai, “Optimum jet-to-jet spacing of heat transfer for staggered arrays of impinging air jets,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 44, p. 3997–4007, 2001.
- [64] S. Slayzak, R. Viskanta, et F. Incropera, “Effects of interaction between adjacent free surface planar jets on local heat transfer from the impingement surface,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 37, p. 269–282, 1994.

Références bibliographiques

- [65] E. Sparrow et L. Lee, “Analysis of flow field and impingement heat/mass transfer due to a nonuniform slot jet,” *Journal of Heat Transfer*, vol. 97, p. 191–197, 1975.
- [66] E. Sparrow, R. Goldstein, et M. Rouf, “Effect of nozzle-surface separation distance on impingement heat transfer for a jet in a crossflow,” *Journal of Heat Transfer*, vol. 97, p. 528–533, 1975.
- [67] S. Striegl et T. Diller, “The effect of entrainment temperature on jet impingement heat transfer,” *Journal of Heat Transfer*, vol. 106, p. 27–33, 1984.
- [68] S. Striegl et T. Diller, “An analysis of the effect of entrainment temperature on jet impingement heat transfer,” *Journal of Heat Transfer*, vol. 106, p. 804–810, 1984.
- [69] D. Thibault, M. Fénot, G. Lalizel, et E. Dorignac, “Application des plans d’expériences pour l’étude des transferts thermiques par impact de jet unique à travers une paroi mince,” dans *Congrès Français de Thermique*, Toulouse, 2008.
- [70] D. Thibault, M. Fénot, G. Lalizel, et E. Dorignac, “Experimental study of heat transfer from impinging jet with upstream and downstream crossflow,” dans *Int. Symp. on Heat Transfer in Gas Turbine Systems*, Antalya, Turkey, 2009.
- [71] R. Viskanta, “Heat transfer to impinging isothermal gas and flame jets,” *Exp. Thermal and Fluid Science*, vol. 6, p. 111–134, 1993.
- [72] T. Wang, M. Lin, et R. Bunker, “Flow and heat transfer of confined impingement jets cooling using a 3-d transient liquid crystal scheme,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 48, p. 4887–4903, 2005.
- [73] B. Weigand et S. Spring, “Multiple jet impingement - a review,” dans *Int. Symp. on Heat Transfer in Gas Turbine Systems*, Antalya, Turkey, 2009.
- [74] X. Yan et N. Saniei, “Measurements of local heat transfer coefficients from a flat plate to a pair of circular air impinging jets,” *Experimental Heat Transfer*, vol. 9, p. 29–47, 1996.
- [75] G. Yang, M. Choi, et J. Lee, “An experimental study of slot jet impingement cooling on concave surface : Effects of nozzle configuration and curvature,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 42, p. 2199–2209, 1999.
- [76] F. Yeh et F. Stepka, “Review and status of heat transfer technology for internal passages of air-cooled turbine blades,” NASA, Rap. Tech. 2232, 1984.

Annexe A

Méthodologie des plans d'expérience

L'étude d'un phénomène peut, le plus souvent, être schématisé de la manière suivante : on s'intéresse à une grandeur, Y que nous appellerons par la suite **réponse** qui dépend d'un grand nombre de variables, X_1, X_2, \dots, X_n , que nous appellerons par la suite **facteurs**. La modélisation mathématique consiste à trouver une fonction f telle que $Y = f(X_1, X_2, \dots, X_n)$. Une méthode classique d'étude consiste en la mesure de la réponse Y pour plusieurs valeurs ou **niveaux** du facteur X_i tout en laissant fixe le niveau des $(n - 1)$ autres facteurs. On procède de la même manière pour chacun des facteurs. Ainsi, si nous avons par exemple 4 facteurs et si l'on décide de donner 5 niveaux à chacun d'eux, nous sommes conduit à effectuer $5^4 = 625$ expériences. Ce nombre élevé dépasse les limites de faisabilité tant en temps qu'en coût. Il faut donc réduire le nombre d'expériences à effectuer sans pour autant perdre sur la qualité des résultats recherchés. La méthodologie des plans d'expériences nous permet d'atteindre cet objectif.

Introduction

L'utilisation des plans d'expériences donne une stratégie dans le choix des méthodes d'expérimentation. Cela permet une amélioration de la qualité et une réduction des coûts.

Historique

Depuis longtemps les scientifiques ont pratiqué des expériences destinées à étudier un phénomène. On a voulu par la suite faire des expériences qui puissent être comparées. Ainsi, Arthur Young (1746-1820) systématise le procédé, répète les expériences afin de prendre en compte leur variabilité. Il s'intéresse surtout à l'agronomie et regrette que

dans la plupart des traités de son temps les préjugés, les idées à priori ne soient que trop rarement mis à l'épreuve dans une expérimentation rationnellement menée.

Il reviendra à Sir Ronald Fischer (1890-1962), un des fondateurs de la statistique inductive, d'introduire la notion de plan d'expériences. Il travaille à partir de 1919 dans une station expérimentale agricole à Rothamsted en Angleterre. Il cherche à augmenter les rendements agricoles en combinant type d'engrais, variétés de traitement, méthodes culturales, compositions des sols. Il est amené à faire de nombreuses expériences. Compte tenu de la précision qu'il veut obtenir, il veut en réduire le nombre. En effet, il est physiquement impossible, vu le temps que cela prend, de réaliser beaucoup d'expériences. Il faut donc qu'elles soient organisées de telle façon que l'on puisse tirer de celles qui sont faites les informations utiles. Cela l'amène, en particulier, à utiliser des structures mathématiques de nature arithmétique, géométrique, combinatoire, étudiées depuis l'antiquité jusqu'au XIX siècle et qui jusque là figuraient dans la rubrique des récréations mathématiques. La plus célèbre est celle des carrés latins.

De l'agronomie, la technique des plans d'expériences s'étend à d'autres disciplines. Cependant, son utilisation nécessite des connaissances de statistique, de mathématique relativement peu répandues. La démarche qualité totale qui vise à atteindre des objectifs en matière de qualité, coûts et délai induit de rechercher le meilleur rapport avantages tirés de l'information/coût de l'information. Génèchi Taguchi reprend dans le cadre de la démarche qualité totale la notion de plan d'expériences afin d'aider à la maîtrise de cette qualité dès la conception des produits. À partir de 1975, il vulgarise la méthode, publie des tables facilement utilisables et met au point de nouvelles procédures. Les chimistes, confrontés à des phénomènes mettant en jeu un grand nombre de facteurs, sont des utilisateurs intensifs de la méthode Taguchi et perfectionnent l'outil plan d'expériences.

Faiblesses des plans classiques

Nous allons dans un premier temps illustrer à travers un exemple simple les lacunes des plans classiques. Soit une grandeur Y fonction de deux facteurs A et B prenant chacun deux valeurs. Soient A_1, A_2, B_1 et B_2 ces valeurs. Dans un plan classique, l'expérimentateur va sonder l'influence du facteur A en fixant B à une valeur constante B_C comprise entre B_1 et B_2 . Il va ensuite faire deux mesures (par exemple) pour le couple de valeur (A_1, B_C) et deux mesures pour le couple de valeur (A_2, B_C) et va obtenir respectivement les réponses y_1, y_2 et y_3, y_4 . Il procède de même pour l'effet du facteur B avec les réponses y_5, y_6 et y_7, y_8 pour les couples de valeurs (A_C, B_1) et (A_C, B_2) .

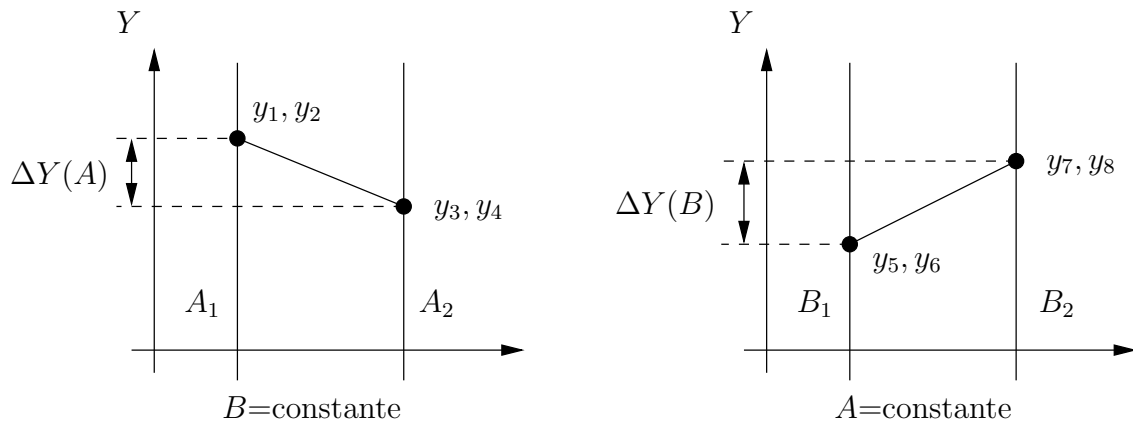


Figure A.1 – Exemple de plan classique

Le calcul des variations $\Delta Y(A)$ et $\Delta Y(B)$ suivant ces facteurs se fait de la manière suivante (cf figure A.1) :

$$\Delta Y(A) = \frac{1}{2} ((y_3 + y_4) - (y_1 + y_2))$$

$$\Delta Y(B) = \frac{1}{2} ((y_7 + y_8) - (y_5 + y_6))$$

Nous pouvons également définir la notion de poids statistique à partir de ce calcul de variation.

Définition. *Le poids statistique d'une moyenne est le nombre de valeurs qui ont servi au calcul de cette moyenne.*

Ainsi, les résultats précédents sont donnés avec un poids statistique de 2. Le défaut de ce plan classique est que les constantes A_C et B_C sont fixées de manière arbitraire. Or, les effets des facteurs pris indépendamment sont conditionnés par les valeurs fixes que prennent les autres facteurs. Ainsi, la valeur de $\Delta Y(A)$ calculée précédemment dépend de la valeur B_C fixée. On note donc également que les interactions entre les facteurs ne sont pas prises en compte avec cette méthodologie.

Plan d'expérience complet

Ce qui caractérise la méthodologie des plans d'expériences est le fait de ne fixer aucune constante de manière arbitraire. De ce fait, aucun biais n'est introduit. Les plans d'expériences reposent sur la propriété fondamentale d'orthogonalité.

Définition. *L'orthogonalité d'un plan d'expériences implique que tous les niveaux de tous les facteurs interviennent dans le plan d'expérience avec le même poids statistique.*

Ainsi, dans l'exemple précédent, un plan d'expérience complet testerait toutes les combinaisons des niveaux des facteurs sans privilégier une combinaison quelconque et sans fixer arbitrairement aucune constante. Si l'on répète chaque expérience deux fois comme dans la méthode classique on obtiendrait le plan suivant :

A	B	Y
A_1	B_1	y_1, y_2
A_1	B_2	y_3, y_4
A_2	B_1	y_5, y_6
A_2	B_2	y_7, y_8

Tableau A.1 – Exemple de plan d'expériences complet

Les variations des facteurs sont calculées par comparaison de moyenne de sous-ensembles de résultats judicieusement choisis dans le plan. Dans notre exemple les sous-ensembles $\{y_1, y_2, y_3, y_4\}$ et $\{y_5, y_6, y_7, y_8\}$ ne se distinguent que par la variation de A qui passe du niveau A_1 au niveau A_2 . De même, les sous-ensembles $\{y_1, y_2, y_5, y_6\}$ et $\{y_3, y_4, y_7, y_8\}$ ne se distinguent que par la variation de B qui passe du niveau B_1 au niveau B_2 . Les variations des facteurs se calculent de la manière suivante :

$$\Delta Y(A) = \frac{1}{4} ((y_5 + y_6 + y_7 + y_8) - (y_1 + y_2 + y_3 + y_4))$$

$$\Delta Y(B) = \frac{1}{4} ((y_3 + y_4 + y_7 + y_8) - (y_1 + y_2 + y_5 + y_6))$$

Dans le plan classique précédent, le poids statistique des variations était de 2. Dans le plan d'expériences qui le remplace, et avec le même nombre d'expériences, les variations sont obtenues avec un poids statistique de 4. Les plans d'expériences permettent donc d'augmenter le poids statistique des résultats, ce qui revient à améliorer leur fiabilité. C'est un résultat important obtenu grâce à l'utilisation rationnelle des répétitions dans le plan. Nous allons voir plus loin que cela nous permet aussi de diminuer, dans certains cas, le nombre de mesures à réaliser. Intéressons nous avant cela au calcul des effets des différentes influences.

Calcul des effets

Le calcul des effets des différents facteurs et des différents niveaux est fondé sur la comparaison de moyenne d'ensembles de résultats judicieusement choisis. Comme nous l'avons vu dans les lignes précédentes, les variations ΔY des différents facteurs représentent l'amplitude de variation de la réponse Y en fonction de la variation du niveau du facteur considéré. Il s'agit de déterminer l'effet spécifique d'un niveau et d'un facteur donné. On définit cet effet par l'écart à la valeur médiane I de ΔY . La moyenne générale représente la référence fondamentale du plan. C'est l'équivalent de son centre de gravité. Dans l'exemple précédent, on obtient :

$$I = \frac{1}{8}(y_1 + y_2 + y_3 + y_4 + y_5 + y_6 + y_7 + y_8)$$

L'effet d'un niveau d'un facteur, est égale à la moyenne des résultats obtenus quand le facteur est au niveau considéré, moins la moyenne générale. Les effets a_1 et a_2 du facteur A au niveau A_1 et A_2 valent donc :

$$\begin{aligned} a_1 &= m(A_1) - I = \frac{1}{4}(y_1 + y_2 + y_3 + y_4) - I \\ a_2 &= m(A_2) - I = \frac{1}{4}(y_5 + y_6 + y_7 + y_8) - I \end{aligned}$$

Nous pouvons également noter que, par définition, la somme des effets pour un facteur donné est nulle.

Interactions entre facteur

Deux facteurs interagissent quand l'effet d'un facteur dépend du niveau occupé par l'autre facteur. C'est l'interaction binaire. On la calcule à partir de la définition suivante :

Définition. *La moyenne des résultats correspondant à une combinaison donnée des niveaux est égale à la somme de la moyenne générale, des effets principaux et des effets de l'interaction.*

Ceci peut s'exprimer de la manière suivante :

$$m_{ij} = m(A = i, B = j) = I + a_i + b_j + (ab)_{ij}$$

où $(ab)_{ij}$ est le terme de l'interaction entre le niveau i de A et le niveau j de B . On peut déduire ce terme de l'équation précédente. De la même manière, l'interaction ternaire

Méthodologie des plans d'expérience

entre les niveaux de trois facteurs, se calcule en généralisant l'hypothèse précédente :

$$m_{ijk} = m(A = i, B = j, C = k) = I + a_i + b_j + c_k + (ab)_{ij} + (ac)_{ik} + (bc)_{jk} + (abc)_{ijk}$$

Il est essentiel de noter que les interactions ternaires ne peuvent être calculées que si toutes les interactions binaires l'ont été. De la même manière que pour les effets principaux, on remarque que la somme des effets d'une interaction donnée est nulle par définition.

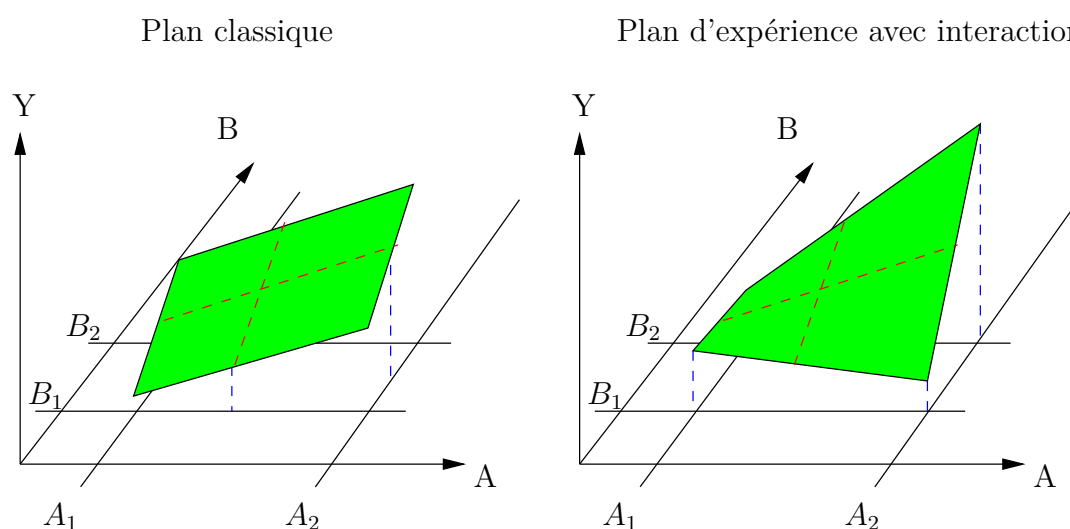


Figure A.2 – Comparaison des résultats issus d'un plan classique et d'un plan d'expériences avec interaction

Nous pouvons illustrer en figure A.2 l'importance de prendre en compte les interactions lors d'une expérience. Nous avons comparé les résultats d'une même expérience à deux facteurs à deux niveaux chacun, issus d'un plan classique et d'un plan d'expériences prenant en compte l'interaction entre les deux facteurs. Les lignes pointillées rouges représentent les variations obtenues par le plan classique. L'expérimentateur extrapole alors sa surface de réponse à partir de ces variations. Pour la même étude (le plan classique aurait fourni les mêmes variations représentées en lignes pointillées rouges), le plan d'expériences va fournir les variations de A en fonction des niveaux de B et inversement. L'expérimentateur va construire sa surface de réponse sur ces différentes variations (représentées par les bordures de la surface de réponse) sans que cette surface ne soit nécessairement plane. Nous pouvons constater que les surfaces de réponse avec ces deux méthodes peuvent être différentes du fait de l'interaction entre les deux facteurs. Dans notre exemple, la recherche d'un minimum peut entraîner des conclusions erronées dans le cas d'un plan classique.

Plan fractionnaire

Il est possible de réduire le nombre d'expériences à réaliser. Il s'agit du fractionnement du plan complet en un plan fractionnaire. Ceci ne se fait pas sans diminution de la quantité d'information et le poids statistique associé à chaque effet diminue lui aussi. **Le fractionnement d'un plan complet doit respecter la propriété fondamentale d'orthogonalité**, c.-à-d. affecter le même nombre d'expériences à chaque niveau de chaque facteur. Tout plan d'expériences qui n'est pas orthogonal est faux. Ainsi, on ne peut pas réduire à l'infini le nombre d'expériences à réaliser sans enfreindre la propriété d'orthogonalité. Il existe des tables standards qui donnent le plus petit plan fractionnaire pour différents plans complets : ce sont les tables de Taguchi. Il convient également de maintenir une fiabilité des résultats, c.-à-d. un poids statistique satisfaisant.

Alias et matrices triangulaires

Les plans complets permettent le calcul de toutes les interactions possibles ce qui n'est pas le cas des plans fractionnaires. Ces plans étant réduits, ils ne permettent pas d'obtenir autant d'informations que le plan complet. Cette remarque sera développée dans la partie suivante. Pour l'instant nous pouvons vérifier qu'un plan fractionnaire ne permet effectivement pas d'obtenir certaines informations. Nous allons illustrer ceci par un exemple se basant sur la table standard $L_{27}(3)^{13}$ (cf tableau A.2). Cette table représente le plan d'expériences fractionnaire minimal pour une expérience de 27 mesures avec 13 facteurs à 3 niveaux chacun. C'est la table sur laquelle nous nous sommes basés pour construire notre plan d'expériences pour le jet unique en impact sur une paroi plane, qui occupe la première partie de notre étude. Dans cette expérience, nous avons un facteur à 6 niveaux et 4 facteurs à 3 niveaux chacun. La première étape de notre approche consiste à considérer une expérience à 5 facteurs comprenant chacun 3 niveaux. Nous doublerons par la suite le plan obtenu afin d'avoir un des facteurs à 6 niveaux et les autres à 3 niveaux pour ainsi correspondre aux exigences de notre étude. Le plan complet de l'expérience à 5 facteurs à 3 niveaux chacun comprend $3 \times 3 \times 3 \times 3 \times 3 = 243$ mesures. Nous allons réduire le nombre de mesures à réaliser à 27 à l'aide de la table de Taguchi $L_{27}(3)^{13}$. Nous allons voir quelles colonnes de cette table nous allons attribuer aux différents facteurs de notre étude.

L'interaction entre deux facteurs quelconques, X_1 et X_2 , se calcule à partir de la moyenne $m(X_1 = i, X_2 = j)$ d'un ensemble de résultats que nous notons $E^*(X_1, X_2)$. Il

Expérience #	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	2
3	1	1	1	1	3	3	3	3	3	3	3	3	3
4	1	2	2	2	1	1	1	2	2	2	3	3	3
5	1	2	2	2	2	2	2	3	3	3	1	1	1
6	1	2	2	2	3	3	3	1	1	1	2	2	2
7	1	3	3	3	1	1	1	3	3	3	2	2	2
8	1	3	3	3	2	2	2	1	1	1	3	3	3
9	1	3	3	3	3	3	3	2	2	2	1	1	1
10	2	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3
11	2	1	2	3	2	3	1	2	3	1	2	3	1
12	2	1	2	3	3	1	2	3	1	2	3	1	2
13	2	2	3	1	1	2	3	2	3	1	3	1	2
14	2	2	3	1	2	3	1	3	1	2	1	2	3
15	2	2	3	1	3	1	2	1	2	3	2	3	1
16	2	3	1	2	1	2	3	3	1	2	2	3	1
17	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3	3	1	2
18	2	3	1	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3
19	3	1	3	2	1	3	2	1	3	2	1	3	2
20	3	1	3	2	2	1	3	2	1	3	2	1	3
21	3	1	3	2	3	2	1	3	2	1	3	2	1
22	3	2	1	3	1	3	2	2	1	3	3	2	1
23	3	2	1	3	2	1	3	3	2	1	1	3	2
24	3	2	1	3	3	2	1	1	3	2	2	1	3
25	3	3	2	1	1	3	2	3	2	1	2	1	3
26	3	3	2	1	2	1	3	1	3	2	3	2	1
27	3	3	2	1	3	2	1	2	1	3	1	3	2

Tableau A.2 – Table $L_{27}(3)^{13}$

faut que cette moyenne dépende exclusivement des niveaux i de X_1 et j de X_2 . Pour cela, il faut que tous les autres facteurs passent par tous les niveaux dans l'ensemble E^* . C'est la condition nécessaire pour qu'une interaction soit calculable. Ainsi, dans l'hypothèse d'une expérience à 13 facteurs à 3 niveaux chacun, l'examen de la table $L_{27}(3)^{13}$ montre que l'interaction X_1X_2 n'est pas calculable, car le facteur X_3 ne remplit pas la condition nécessaire. En effet, lorsque l'on considère l'interaction du facteur X_1 au niveau 1 avec le facteur X_2 au niveau 1 (les trois premières lignes de la table $L_{27}(3)^{13}$), on s'aperçoit que seul le niveau 1 du facteur X_3 y est représenté. Pour que l'interaction X_1X_2 soit calculable il aurait fallu que les niveaux 1, 2 et 3 du facteur X_3 (et des autres facteurs

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
(1)	3	2	2	6	5	5	9	8	8	12	11	11
	4	4	3	7	7	6	10	10	9	13	13	12
	(2)	1	1	8	9	10	5	6	7	5	6	7
		4	3	11	12	13	11	12	13	8	9	10
		(3)	1	9	10	8	7	5	6	6	7	5
			2	13	11	12	12	13	11	10	8	9
			(4)	10	8	9	6	7	5	7	5	6
				12	13	11	14	11	12	9	10	8
				(5)	1	1	2	3	4	2	4	3
					7	6	11	13	12	8	10	9
					(6)	1	4	2	3	3	2	4
						5	13	12	11	10	9	8
						(7)	3	4	2	4	3	2
							12	11	13	9	8	10
							(8)	1	1	2	3	4
								10	9	5	7	6
								(9)	1	4	2	3
									8	7	6	5
									(10)	3	4	2
										6	7	7
										(11)	1	1
											13	12
											(12)	1
												11

Tableau A.3 – Tableau des interactions de la table $L_{27}(3)^{13}$

considérés) y soient représentés de manière égale (comme c'est le cas pour le facteur X5 par exemple). On observe de même que le facteur X1 empêche le calcul de l'interaction X2X3, et que le facteur X2 empêche le calcul de l'interaction X1X3. On dit alors que les trois facteurs X1, X2 et X3 sont alias. Pour pouvoir calculer l'interaction X1X2, il faut donc supprimer de la table la colonne correspondant au facteur X3. L'information sur l'interaction doit ainsi être payée en abandonnant un facteur des 13 considérés dans la table. Afin de faciliter la reconnaissance des facteurs alias dans un plan fractionnaire, des matrices triangulaires ont été établies. Nous présentons le tableau des interactions de la table $L_{27}(3)^{13}$ (cf tableau A.3) qui va nous permettre de cibler les interactions d'ordre 2 auxquelles nous pourrions nous intéresser.

Considérons notre expérience à 5 facteurs à 3 niveaux chacun et attribuons au premier facteur la colonne 1 (col1) et au deuxième facteur la colonne 2 (col2). Examinons les

informations données par le tableau des interactions concernant l'interaction entre col1 et col2 (première zone surlignée en rouge en partant de la gauche dans le tableau). Ainsi, nous notons que pour obtenir cette interaction, il nous faut supprimer les colonnes 3 et 4 de la table et on attribue alors à la colonne 5 le troisième facteur à étudier. De la même manière, pour obtenir l'interaction col1.col5, il nous faut supprimer les colonnes 6 et 7 et pour l'interaction col2.col5, il faut supprimer les colonnes 8 et 11. On attribue alors au quatrième facteur la colonne 9. En procédant de même, pour les interactions col1.col9 et col2.col9, on élimine les colonnes 8, 10, 6 et 12. La seule possibilité pour le cinquième facteur est d'attribuer à ce dernier la colonne 13 de la table. On vérifie que ceci permet d'accéder aux interactions col1.col13 et col2.col13. Ainsi, nous pouvons prendre en compte toutes les interactions d'ordre 2 en rapport avec les deux premières colonnes, autrement dit avec les deux premiers facteurs de l'étude. En ce qui concerne les autres interactions d'ordre 2, on s'aperçoit qu'elles ne peuvent pas être calculées à partir de ce plan car nous avons décidé de retenir les colonnes 5, 9 et 13. En effet, si l'on examine les informations données par le tableau des interactions (zones surlignées en bleu), il aurait fallu éliminer de notre table les colonnes 3, 5, 9 et 13. Nous n'aurons donc pas accès aux interactions col5.col9, col5.col13 et col9.col13 de notre étude. Il convient donc de choisir judicieusement quelles sont les interactions que nous décidons de négliger.

Analyse de la variance

Nous allons voir que la qualité d'un plan d'expériences peut se mesurer. Introduisons pour cela les notions de résidus, de degré de liberté et de variance. Ces notions vont nous servir de base pour déterminer quelles sont les influences significatives dans un plan d'expériences.

Notion de résidus

Nous venons de voir que la réduction d'un plan complet en un plan fractionnaire conduit à une perte d'information. Cette réduction comporte aussi des limites car elle doit respecter la propriété d'orthogonalité. Nous allons voir qu'elle introduit également une incertitude sur les résultats. C'est en quelque sorte le bruit de fond de la réduction du plan d'expériences. On peut la quantifier à travers la notion de résidus.

Définition. *L'écart entre la valeur mesurée et la valeur estimée s'appelle le résidu.*

Les résidus peuvent avoir deux origines :

- les erreurs de mesure : c'est le bruit de fond incompressible de l'expérience et elles sont dues aux moyens expérimentaux de mesures,
- des effets négligés dans le modèle comme certaines interactions entre les facteurs.

La deuxième origine n'apparaît donc pas dans un plan d'expériences complet. Les résidus dans un plan complet sont donc de l'ordre de grandeur des incertitudes de mesures. On essaye donc de conserver les mêmes ordres de grandeur de résidus lorsque l'on passe d'un plan complet à un plan fractionnaire. Soit d_i l'écart entre la valeur mesurée et la valeur estimée pour l'expérience n° i . La définition des résidus entraîne que leur somme est nulle.

$$\sum d_i = 0$$

Il convient donc de s'intéresser à l'écart quadratique moyen des résidus \underline{d} qui définit le critère de qualité du plan d'expériences. Il est défini de la manière suivante :

$$\underline{d} = \left[(1/n) \sum (d_i)^2 \right]^{1/2}$$

Cet écart doit être du même ordre de grandeur que les erreurs de mesure pour démontrer qu'aucun effet ni qu'aucune interaction non négligeable n'a été négligé lors de la modélisation.

Degré de liberté

Un degré de liberté (ddl) est équivalent à une unité d'information. Par exemple, un système binaire est à un ddl, il contient une unité d'information, c.-à-d. il ne nécessite qu'une seule observation pour connaître son état. Un ddl peut être acquis ou consommé. On acquiert un ddl par une observation. Ainsi, le nombre de mesures réalisées dans un plan d'expériences nous fournit le nombre de ddl acquis. Chaque renseignement obtenu indépendamment (sans être déduit d'un autre renseignement) consomme un ddl. Par exemple, l'information concernant la moyenne générale consomme un ddl, mais l'information concernant un facteur à n niveaux consomme $n - 1$ ddl. En effet, nous avons une propriété intrinsèque aux plans d'expériences qui nous précise que la somme des effets d'un facteur est nulle. On peut alors déduire l'effet du facteur au niveau n à partir des effets aux $n - 1$ autres niveaux. Dans un plan d'expériences on ne peut pas consommer plus de ddl que le plan n'en fournit. C'est là une règle absolue.

Variance et variation significative

Dans un plan d'expériences, la question essentielle est de savoir si les effets d'un facteur sont significatifs ou non. Nous allons fonder cette réponse sur l'analyse de variance de ces effets. La variance des effets a_i ($i=1$ à n) d'un facteur A est donnée par la relation suivante :

$$V(a_i) = \frac{1}{n-1} \sum_i (a_i)^2$$

Par commodité, $V(a_i)$ est notée $V(A)$ et appelée par abus de langage variance du facteur A . La formule donnant $V(A)$ nécessite une correction. En effet, les a_i ne sont pas des mesures directes, mais des moyennes de mesures. De ce fait, la variation des mesures se trouve lissée par les moyennes. Pour retrouver la vraie variation, et donc la valeur juste de la variance, un théorème en statistique démontre qu'il faut multiplier $V(A)$ par le nombre de mesures qui a servi à calculer chaque a_i . Nous retrouvons ici la notion de poids statistique. Soit m ce nombre. La formule exacte est alors donnée par :

$$V(a_i) = \frac{m}{n-1} \sum_i (a_i)^2$$

C'est la seule formule qui doit être utilisée. Qualitativement, plus la variance est grande, plus l'effet est grand, plus il a de chance d'être significatif. Pour savoir si un effet est significatif ou non, il faut comparer sa variance à une référence. Cette variance de référence doit être celle qui décrit tous les aspects aléatoires des mesures : erreurs de mesures, bruit de fond, facteurs non contrôlés, etc... Dans les plans d'expériences, c'est la variance des résidus qui illustre le mieux tous les aspects aléatoires et non contrôlés du plan d'expériences. Elle sera donc prise comme variance de référence. La variance de référence ou variance résiduelle est donnée par la formule suivante :

$$V_r = (1/p) \sum_i (d_i)^2 \tag{A.1}$$

où p sont les degrés de liberté des résidus. Il s'agit par définition de tous les ddl non consommés par le plan après le calcul du modèle. Ils se calculent de la manière suivante :

- ddl consommés par la moyenne générale = 1
- ddl consommés par les effets principaux, et éventuellement les interactions = m
- ddl fournis par le plan = n
- ddl restants pour les résidus = $p = n-m-1$

Si tous les ddl sont consommés, ce qui est le cas lorsque tous les effets et toutes les interactions sont prises en compte dans un plan complet, le calcul de la variance de référence devient impossible. Le problème persistant est donc le calcul simultané des interactions et de la variance résiduelle. Cela ne devient possible que si l'on fournit une ou plusieurs informations supplémentaires. Il faut donc procéder à des mesures supplémentaires.

Deux solutions sont possibles pour palier au problème de manque d'information pour le calcul de la variance résiduelle lorsque tous les ddl sont consommés. La première consiste en une répétition des mesures en procédant à deux ou plusieurs mesures par ligne de plan. Les ddl ainsi gagnés s'appellent les ddl de répétition et ne sont utilisables que pour le calcul de la variance résiduelle. C'est un point essentiel à retenir. Il est dû au fait qu'en répétant les mesures on n'obtient aucune nouvelle information sur l'effet d'un facteur. En revanche, cette opération donne des informations sur la reproductibilité des résultats c.-à-d. sur le bruit de fond du plan d'expériences. La deuxième solution consiste à augmenter le nombre de ligne du plan d'expériences lorsqu'il s'agit d'un plan fractionnaire. Les ddl gagnés sont utilisables aussi bien pour calculer des effets supplémentaires que pour calculer les résidus et leur variance.

Test de SNEDECOR

Le test de SNEDECOR en statistique fournit le moyen rigoureux de comparer les variances. Soit deux variances à comparer : V , variance du phénomène, et V_r , variance de référence. Le rapport $V/V_r = F$ joue un rôle capital. Deux cas sont à distinguer :

- le cas où V et V_r sont données sans aucune incertitude. Dans ce cas, si F est supérieur à 1, la variation est significative. Elle ne l'est pas dans le cas contraire.
- le cas où V et/ou V_r sont des valeurs estimées, et sont donc accompagnées d'un intervalle d'incertitude. Dans ce cas, on définit une valeur de seuil F_0 (donnée par les tables standards). Si F est supérieur à F_0 , la variation est significative. Elle ne l'est pas dans le cas contraire.

En pratique, V et V_r sont des moyennes d'un certain nombre de résultats. Ces moyennes sont d'autant plus précises que le nombre de résultats (et donc de mesures) qui les composent est élevé. Le seuil F_0 dépend donc de ce nombre pour chacune des variances, c.-à-d. du degré de liberté de V et de V_r .

Résumé de la méthodologie

L'utilisation des plans d'expériences et l'analyse des résultats qui en sont issus permet de classer les effets des facteurs et des interactions selon s'ils sont significatifs ou non. Il s'agit d'un processus itératif que l'on peut décrire de la manière suivante :

- Calcul du modèle choisi (avec ou sans interactions),
- Calcul des résidus,
- Calcul des variances des facteurs et des interactions à partir de leur effets,
- Calcul de la variance des résidus,
- Calcul des variables de SNEDECOR F ,
- Recherche dans les tables standards des valeurs seuils F_0 ,
- Décision sur les effets et réécriture du modèle après analyse de la variance.

f_2	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	14	16	20	24	30	40	50	75	100	200	500	∞
27	4.21	3.35	2.96	2.73	2.57	2.46	2.37	2.30	2.25	2.20	2.16	2.13	2.08	2.03	1.97	1.93	1.88	1.84	1.80	1.76	1.74	1.71	1.68	1.67
28	4.20	3.34	2.95	2.71	2.56	2.44	2.36	2.29	2.24	2.19	2.15	2.12	2.06	2.02	1.96	1.91	1.87	1.81	1.78	1.75	1.72	1.69	1.67	1.65
29	4.18	3.33	2.93	2.70	2.54	2.43	2.35	2.28	2.22	2.18	2.14	2.10	2.05	2.00	1.94	1.90	1.85	1.80	1.77	1.73	1.71	1.68	1.65	1.64
30	4.17	3.32	2.92	2.69	2.53	2.42	2.34	2.27	2.21	2.16	2.12	2.09	2.04	1.99	1.93	1.89	1.84	1.79	1.76	1.72	1.69	1.66	1.64	1.62
32	4.15	3.30	2.90	2.67	2.51	2.40	2.32	2.25	2.19	2.14	2.10	2.07	2.02	1.97	1.91	1.86	1.82	1.76	1.74	1.69	1.67	1.64	1.61	1.59
34	4.13	3.28	2.88	2.65	2.49	2.38	2.30	2.23	2.17	2.12	2.08	2.05	2.00	1.95	1.89	1.84	1.80	1.74	1.71	1.67	1.64	1.61	1.59	1.57
36	4.11	3.26	2.86	2.63	2.48	2.36	2.28	2.21	2.15	2.10	2.06	2.03	1.98	1.93	1.87	1.82	1.78	1.72	1.69	1.65	1.62	1.59	1.56	1.55
38	4.10	3.25	2.85	2.62	2.46	2.35	2.26	2.19	2.14	2.09	2.05	2.02	1.96	1.92	1.85	1.80	1.76	1.71	1.67	1.63	1.60	1.57	1.54	1.53
40	4.08	3.23	2.84	2.61	2.45	2.34	2.25	2.18	2.12	2.07	2.04	2.00	1.95	1.90	1.84	1.79	1.74	1.69	1.66	1.61	1.59	1.55	1.53	1.51

Tableau A.4 – Extrait de la table de SNEDECOR aux risques 0,05

Annexe B

Cartographies et distributions du nombre de Nusselt

Dans cette annexe sont regroupées les cartographies et les profils des nombres de Nusselt provenant de l'étude du jet unique en impact sur une paroi plane. Les profils que nous avons tracé correspondent aux profils selon les axes x et y et passant par le centre de coordonnées $(x, y) = (0, 0)$ et non pas par le point de stagnation. Nous avons normalisé les valeurs du nombre de Nusselt par le nombre de Nusselt au point de stagnation Nu_0 . Nous avons également ajouter les profils issus de nos corrélations pour chacun des 54 cas présentés.

Ces données sont ordonnées suivant le plan d'expérience adopté pour cette étude. Ainsi, sur une même page les différentes configurations présentent une distance d'impact H/D et un nombre de Reynolds dans la chemise Re_{chem} identiques. Les données ne sont donc pas classées selon l'épaisseur de la plaque d'injection e/d , le nombre de Reynolds dans l'entrefer Re_{ent} ou le nombre de Reynolds de l'injection Re_{inj} , qui sont les autres paramètres de cette étude.

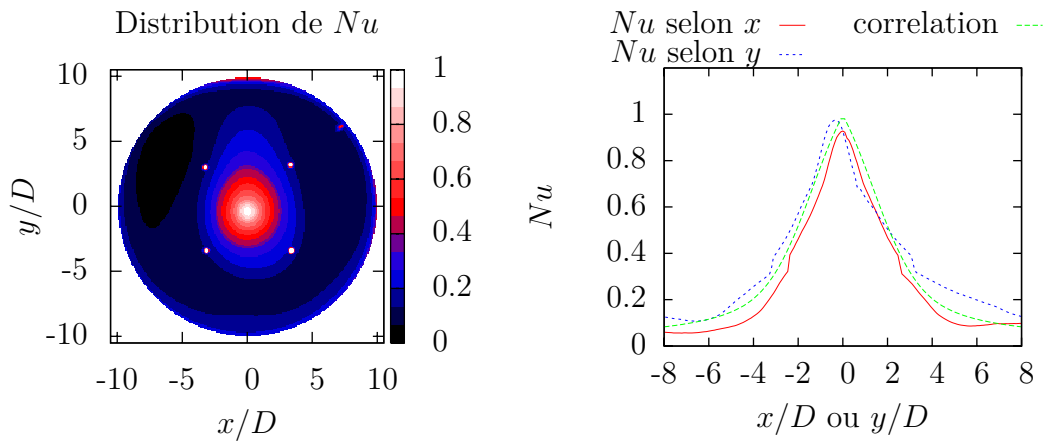


Figure B.1 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=2$, $Re_{chem}=20\,000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=5\,000$

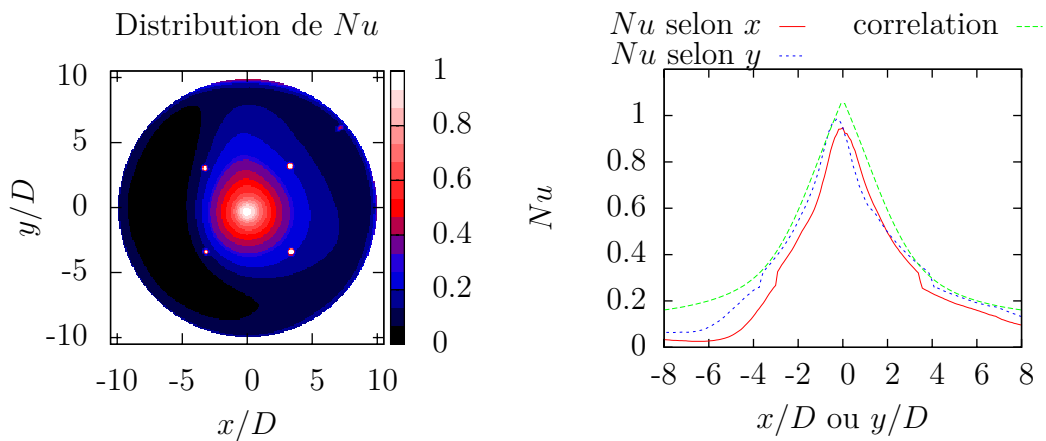


Figure B.2 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=2$, $Re_{chem}=20\,000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=15\,000$

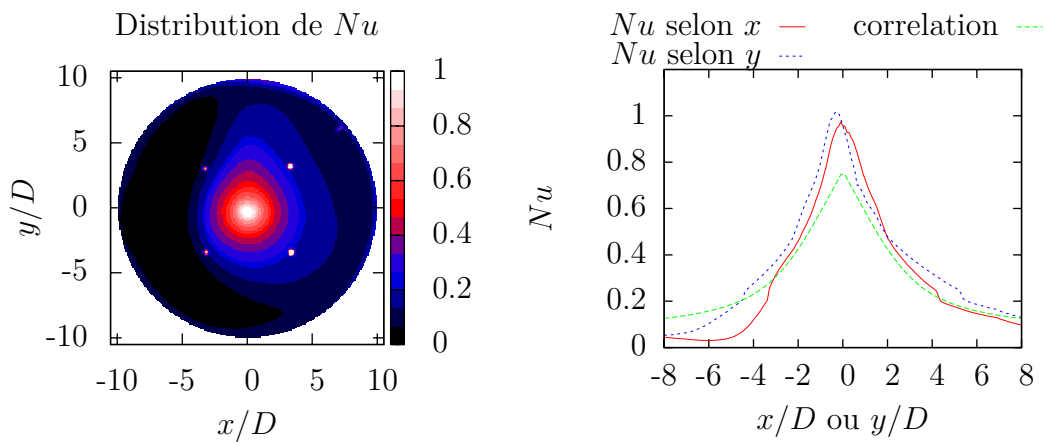


Figure B.3 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=2$, $Re_{chem}=20\,000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=1\,000$ et $Re_{inj}=23\,000$

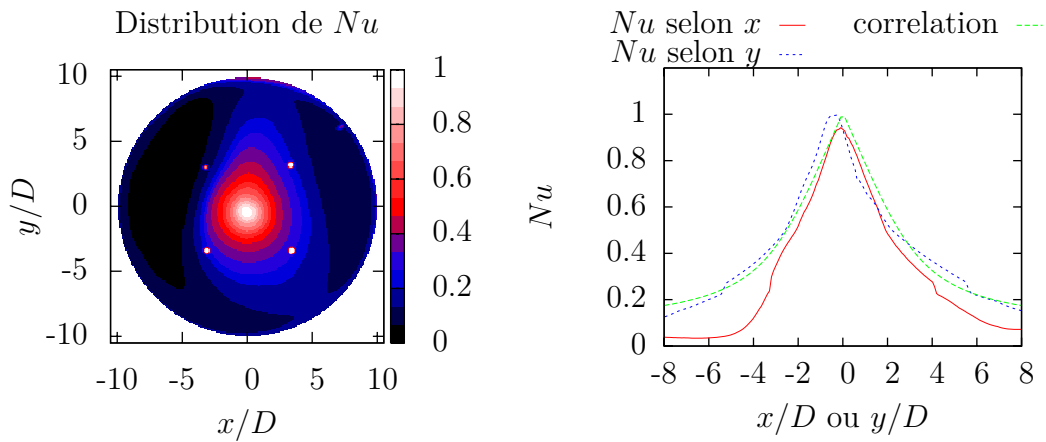


Figure B.4 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=2$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$

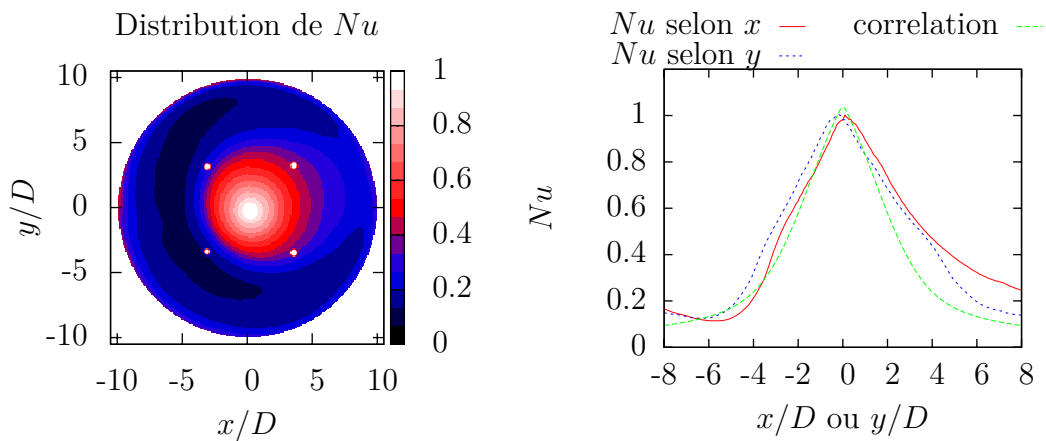


Figure B.5 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=2$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$

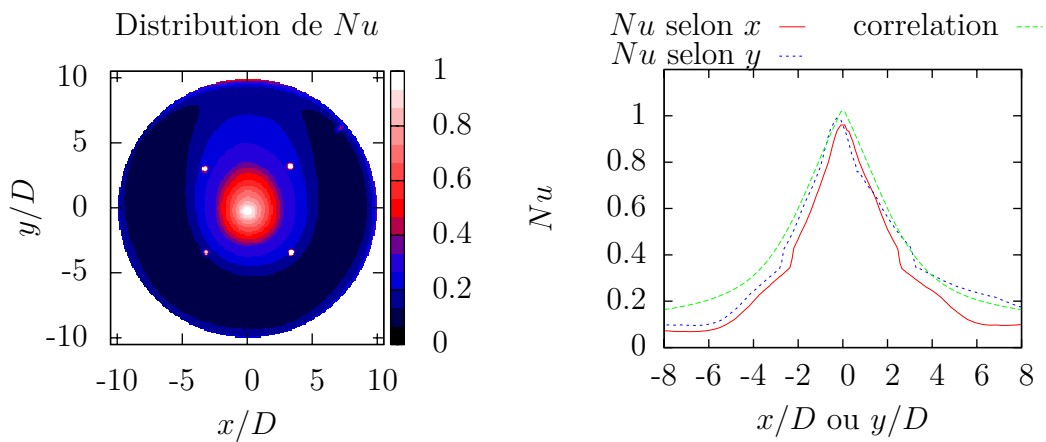


Figure B.6 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=2$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=15\ 000$

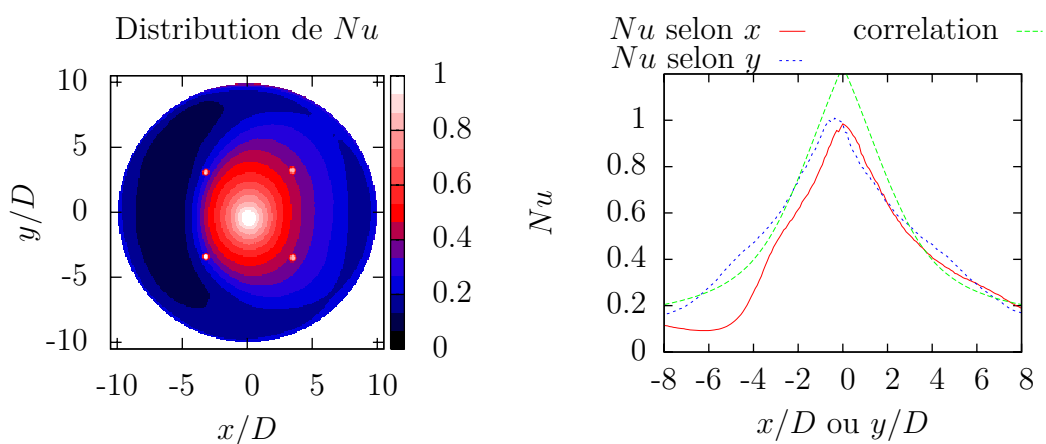


Figure B.7 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=2$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$

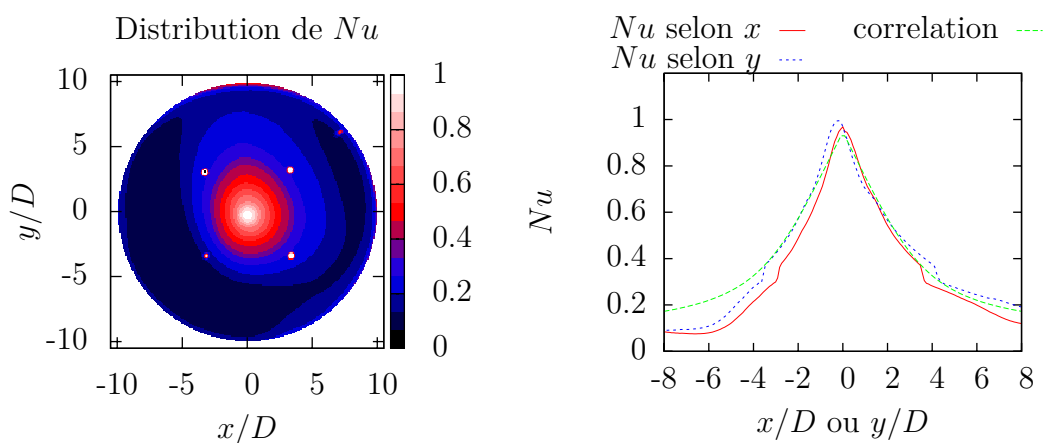


Figure B.8 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=2$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$

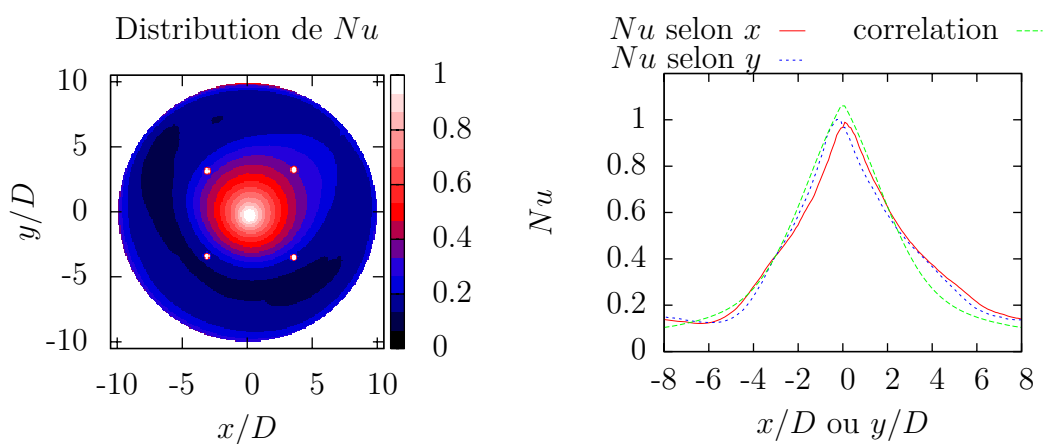


Figure B.9 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=2$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$

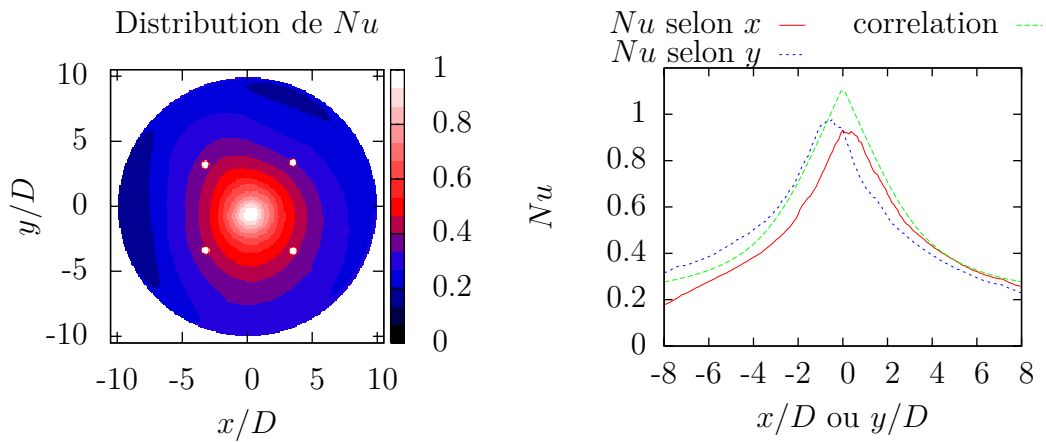


Figure B.10 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=4$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$

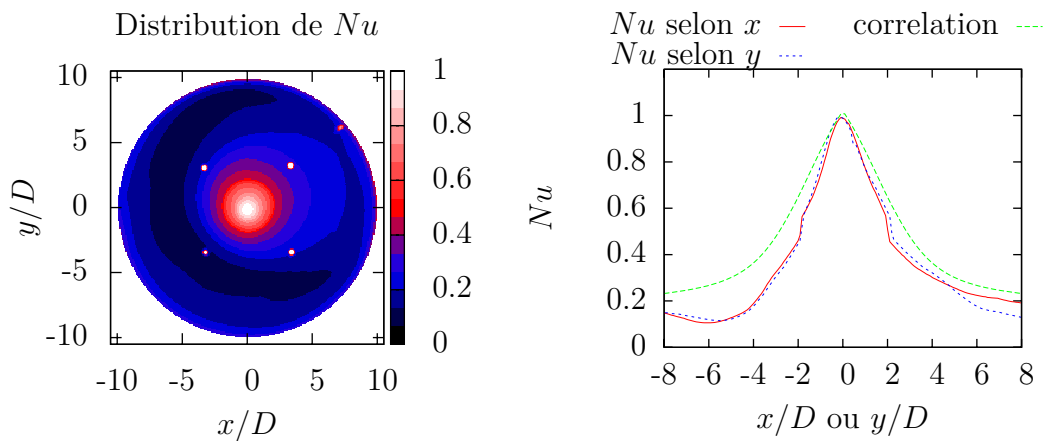


Figure B.11 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=4$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$

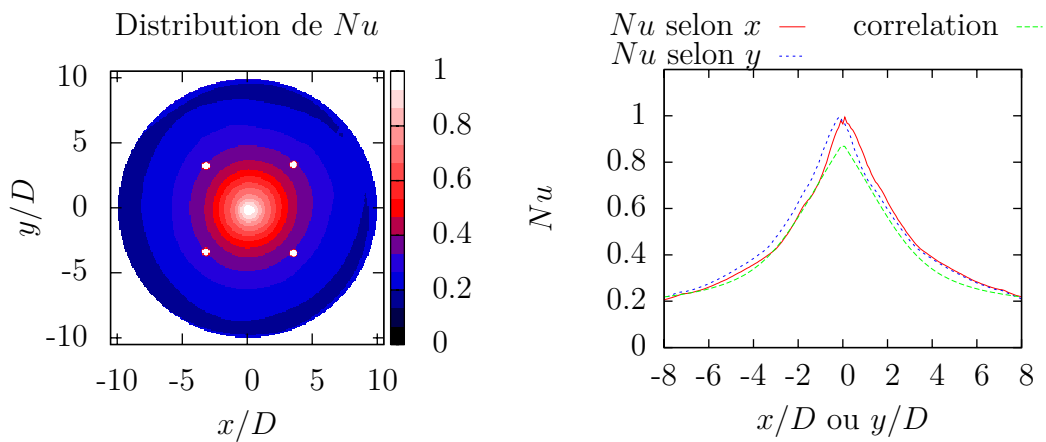


Figure B.12 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=4$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=15\ 000$

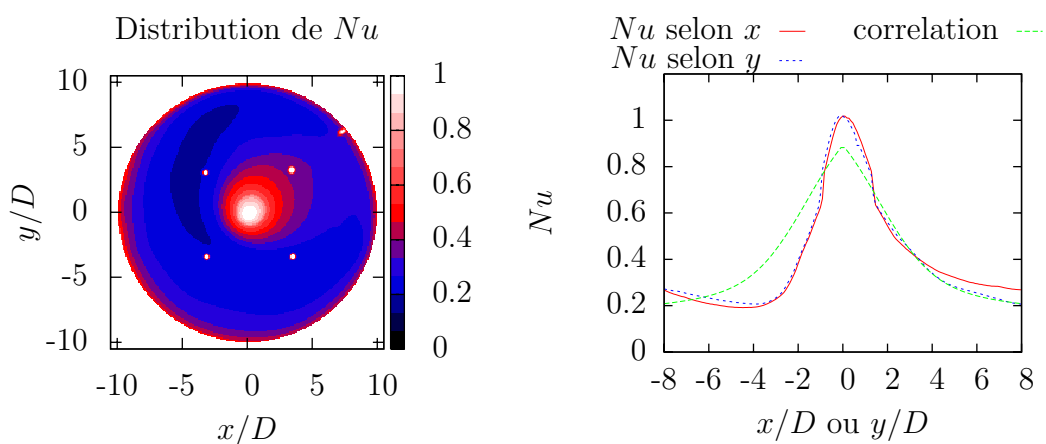


Figure B.13 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=4$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$

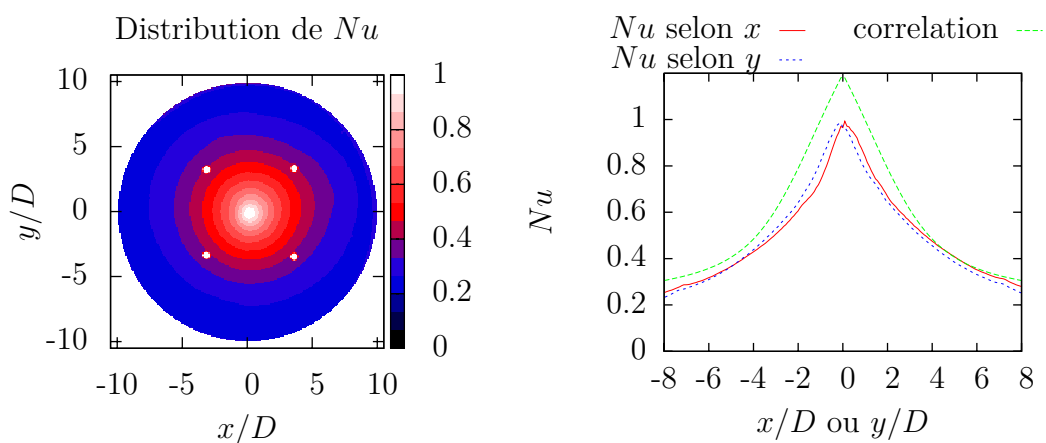


Figure B.14 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=4$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=15\ 000$

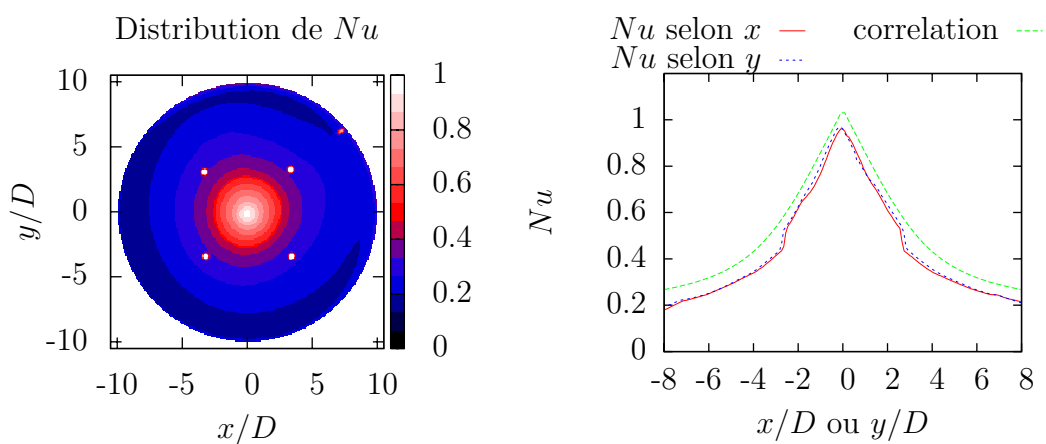


Figure B.15 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=4$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$

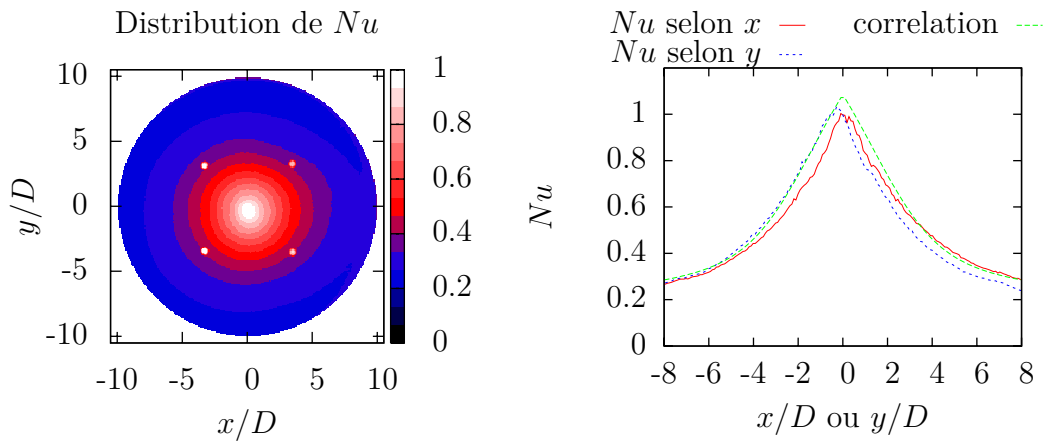


Figure B.16 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=4$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=15\ 000$

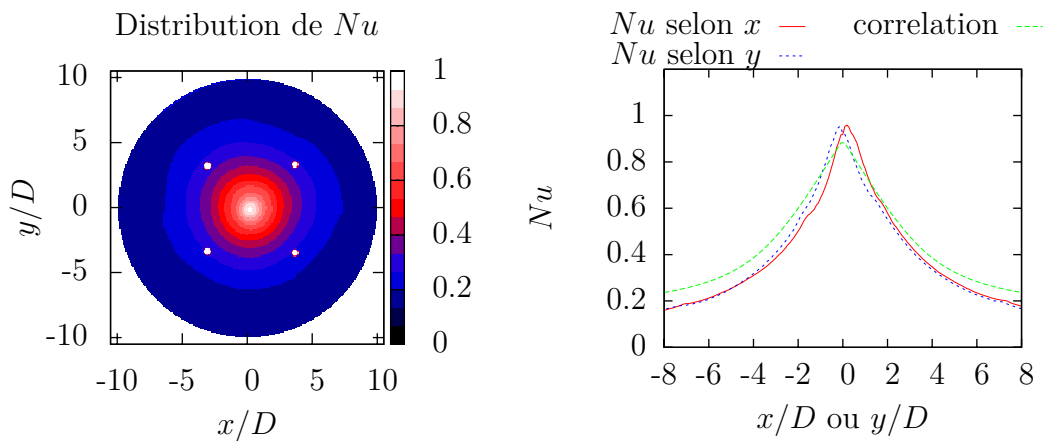


Figure B.17 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=4$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$

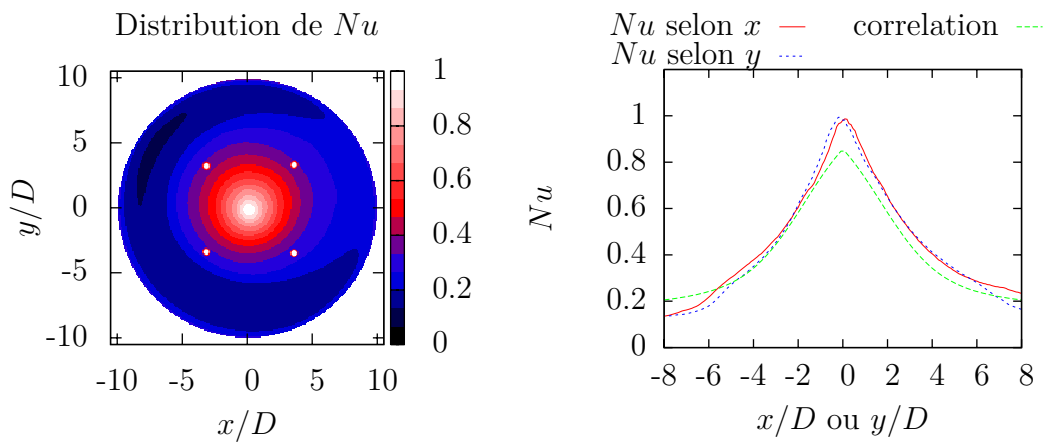


Figure B.18 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=4$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$

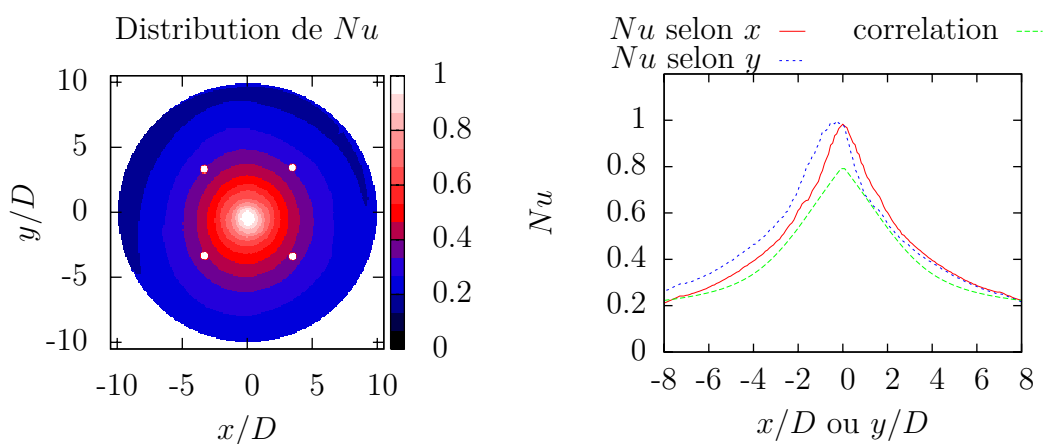


Figure B.19 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=5$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$

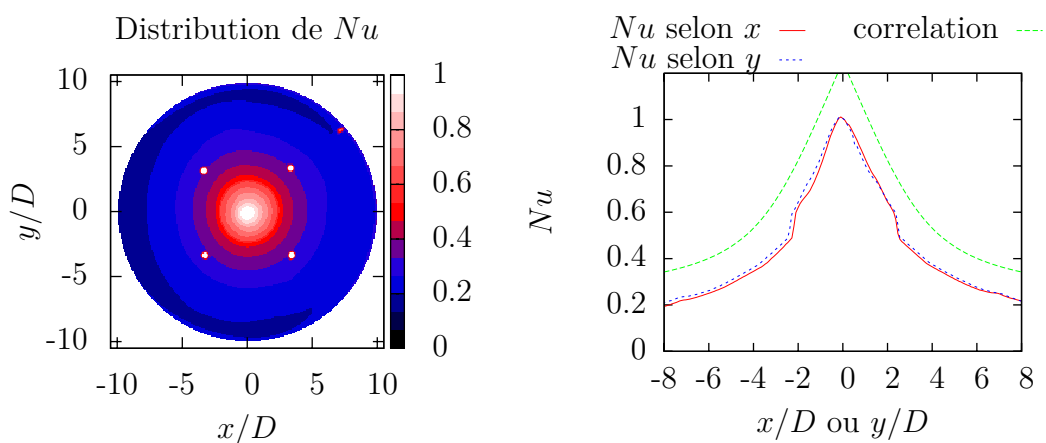


Figure B.20 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=5$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$

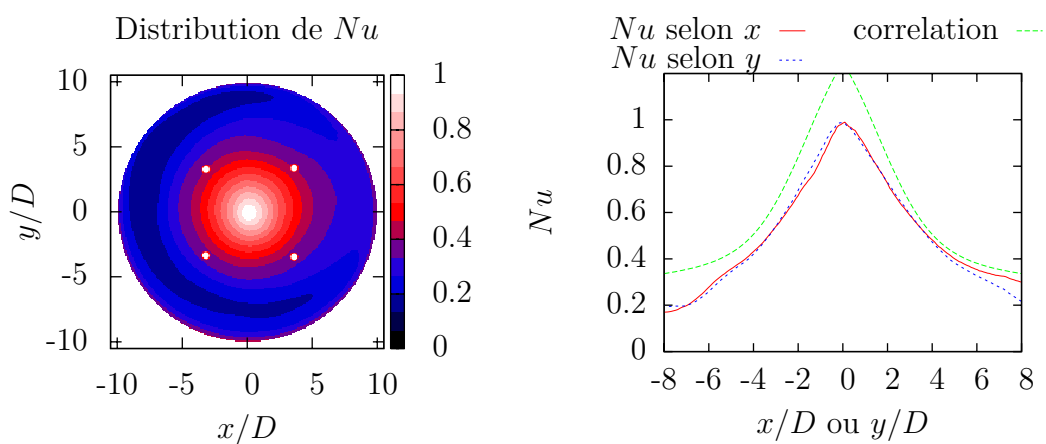


Figure B.21 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=5$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$

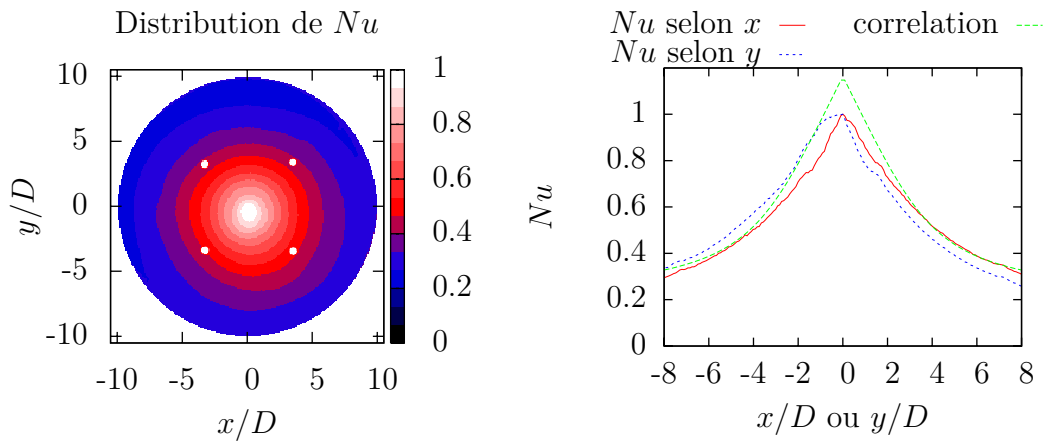


Figure B.22 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=5$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$

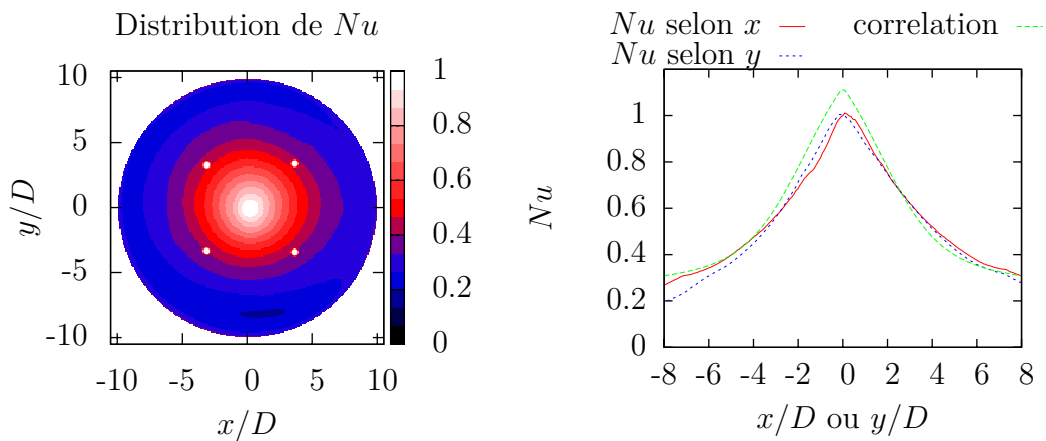


Figure B.23 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=5$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$

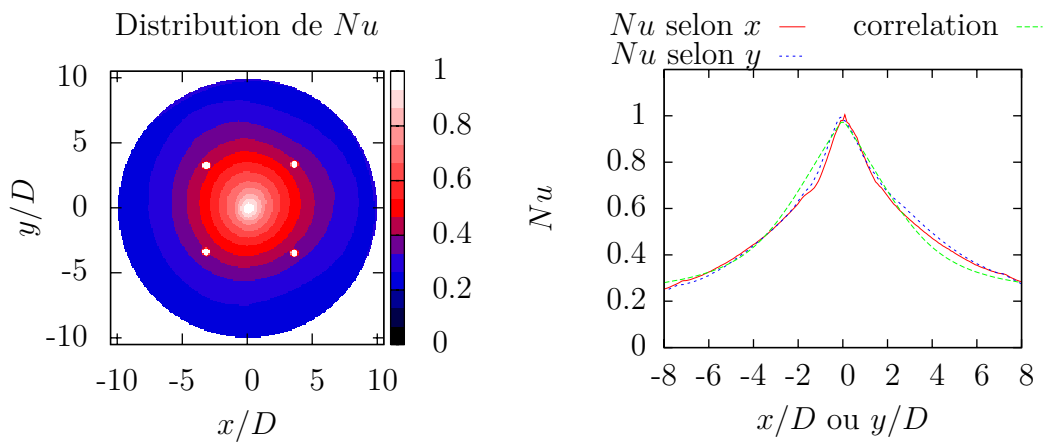


Figure B.24 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=5$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$

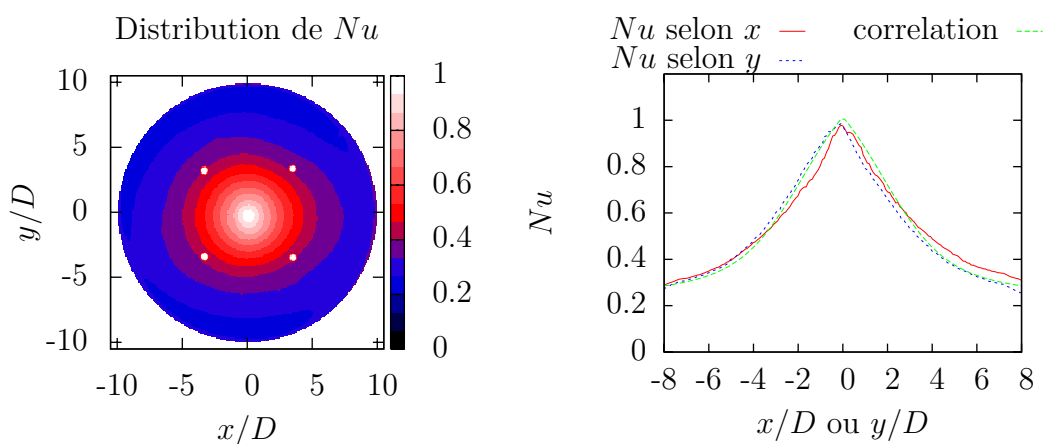


Figure B.25 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=5$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$

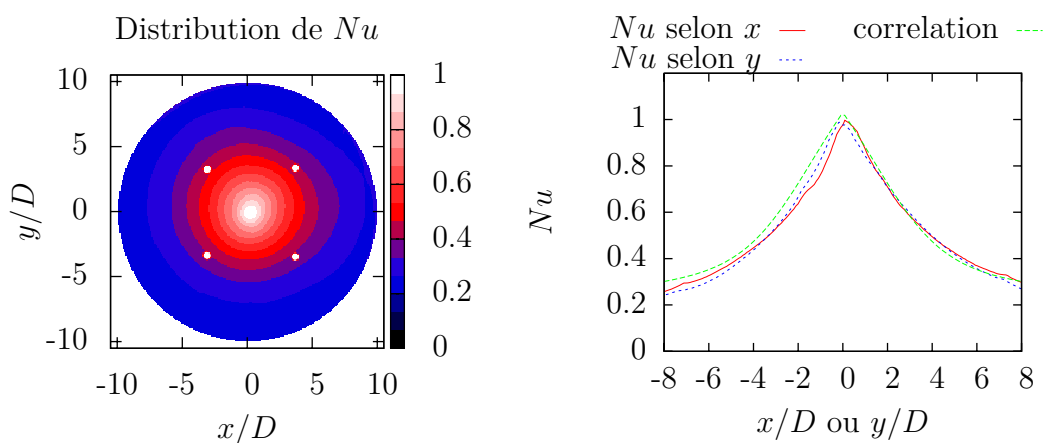


Figure B.26 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=5$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$

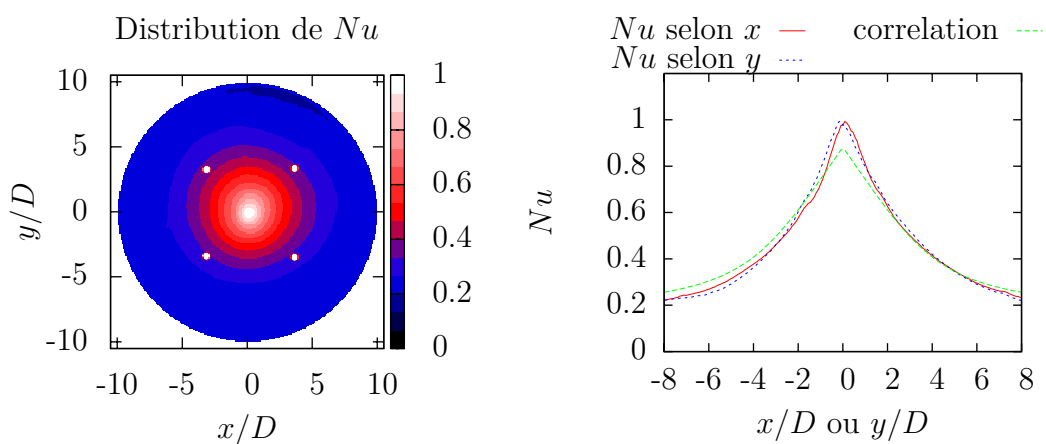


Figure B.27 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=5$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$

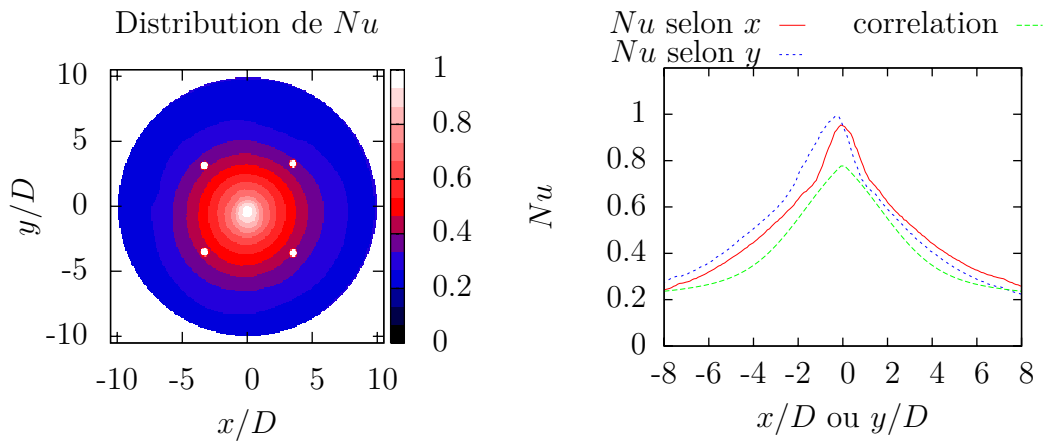


Figure B.28 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=6$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=5\ 000$

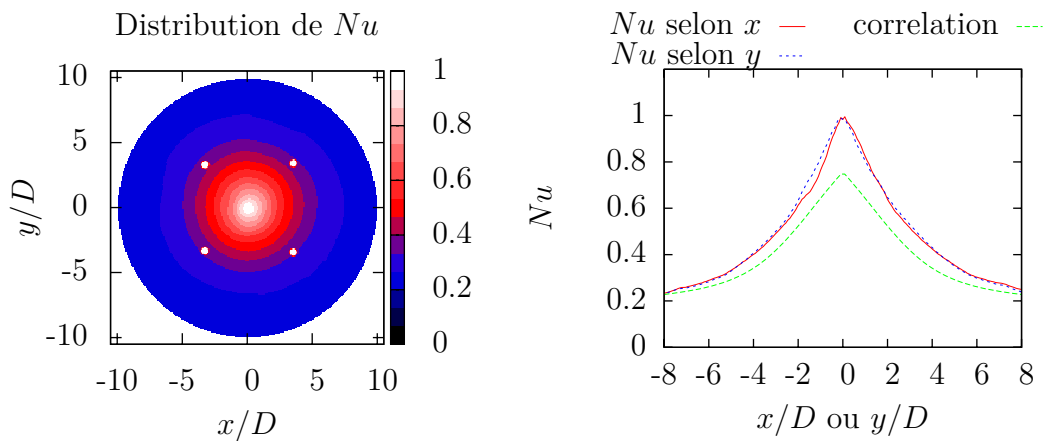


Figure B.29 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=6$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=15\ 000$

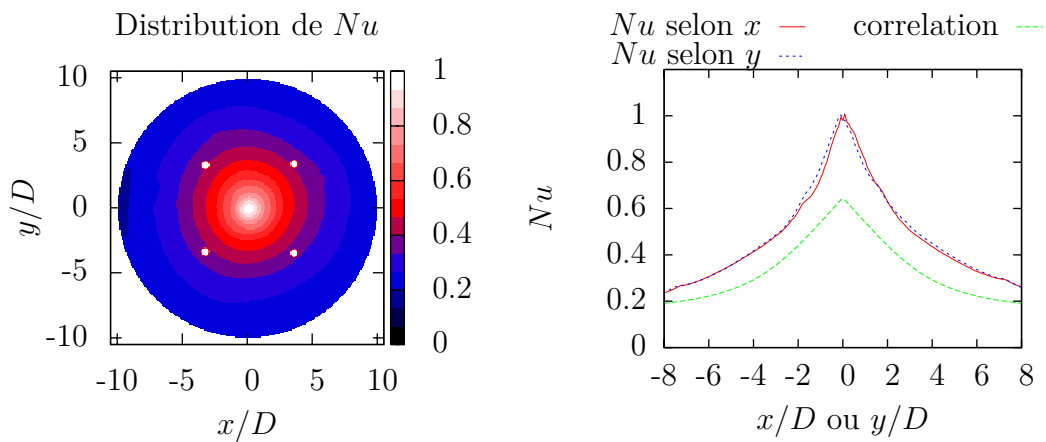


Figure B.30 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=6$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=23\ 000$

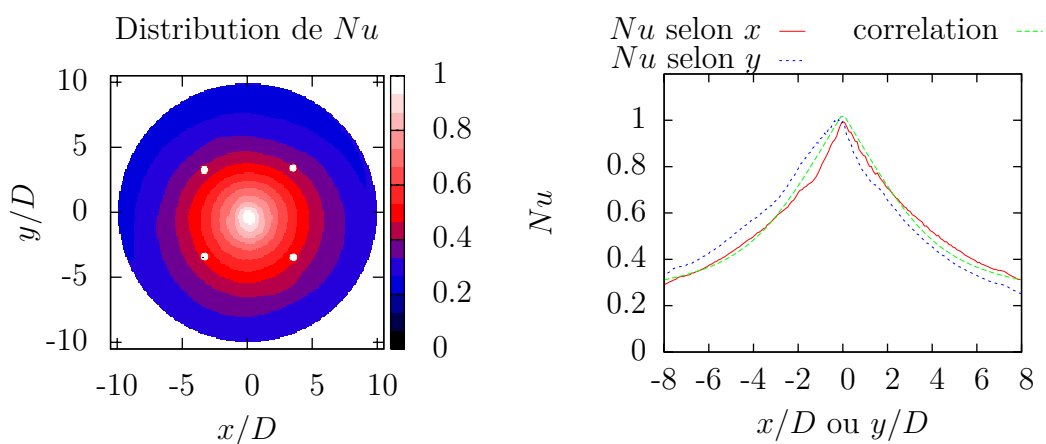


Figure B.31 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=6$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$

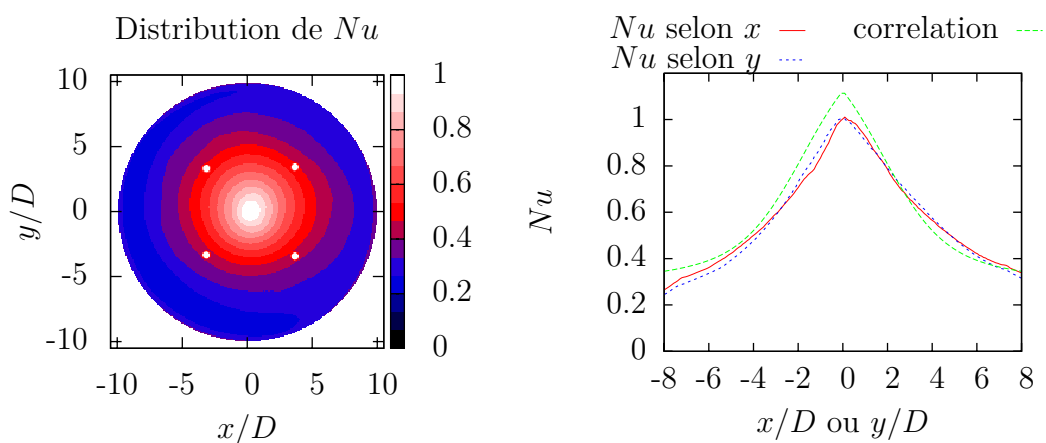


Figure B.32 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=6$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$

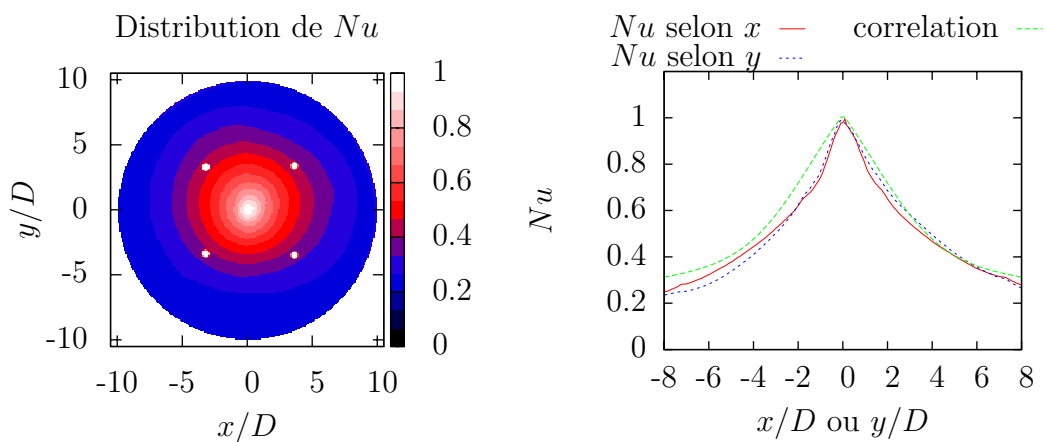


Figure B.33 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=6$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=15\ 000$

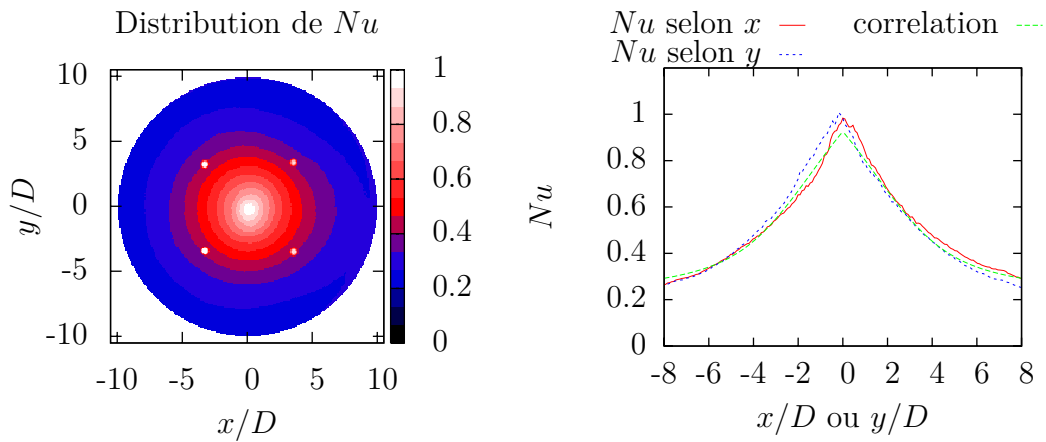


Figure B.34 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=6$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$

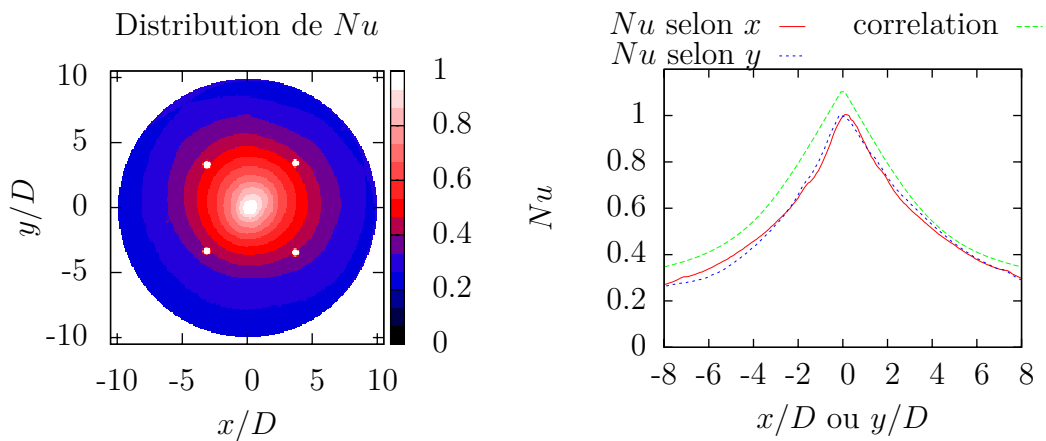


Figure B.35 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=6$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$

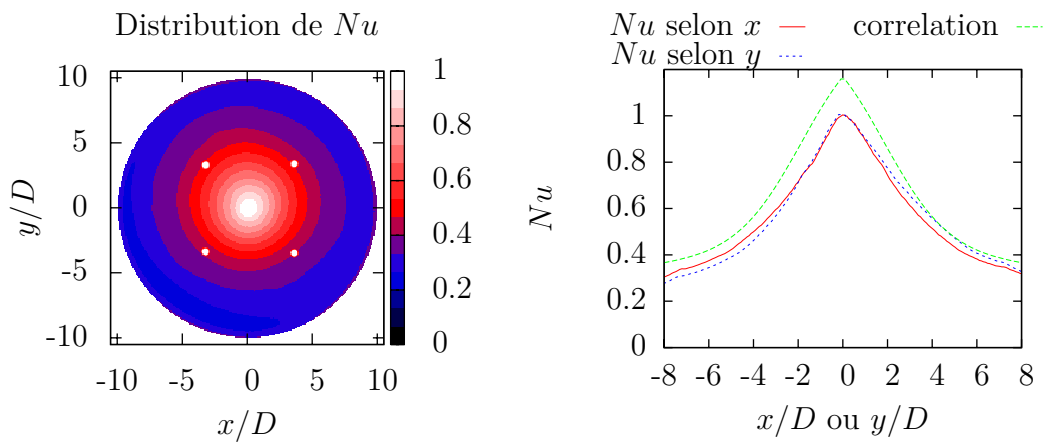


Figure B.36 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=6$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$

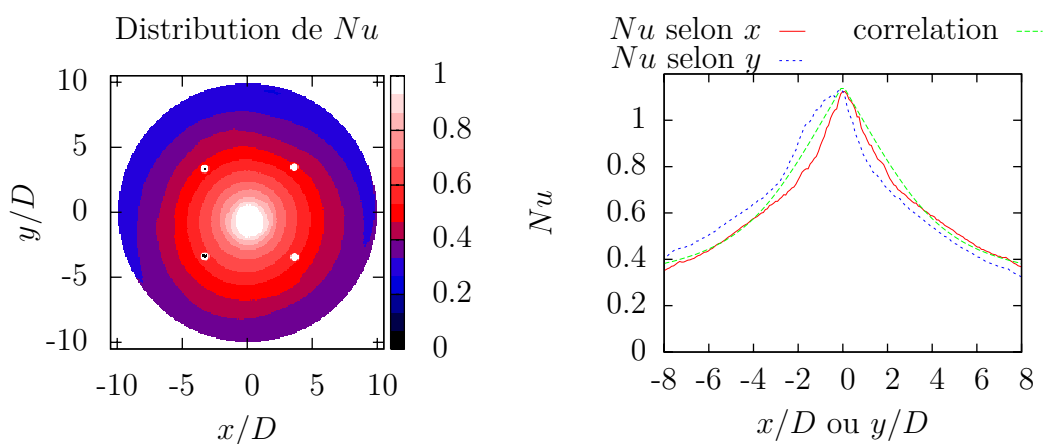


Figure B.37 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=8$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$

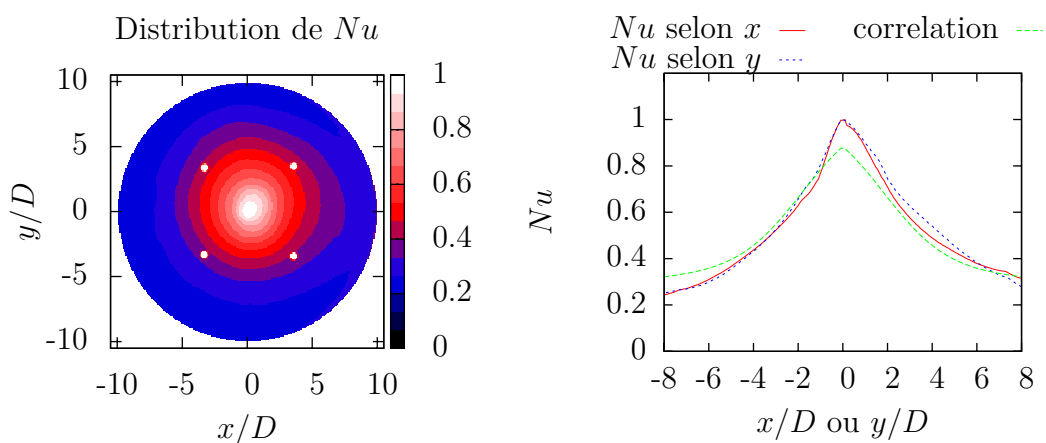


Figure B.38 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=8$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$

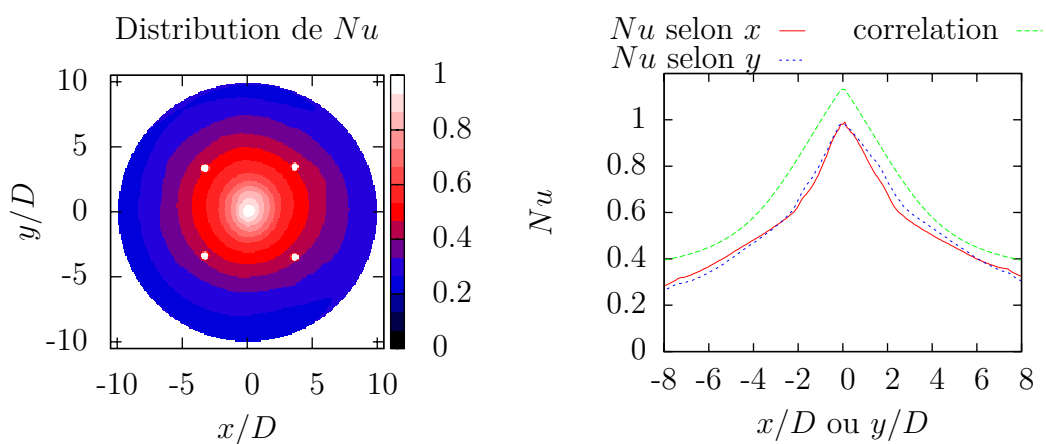


Figure B.39 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=8$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=15\ 000$

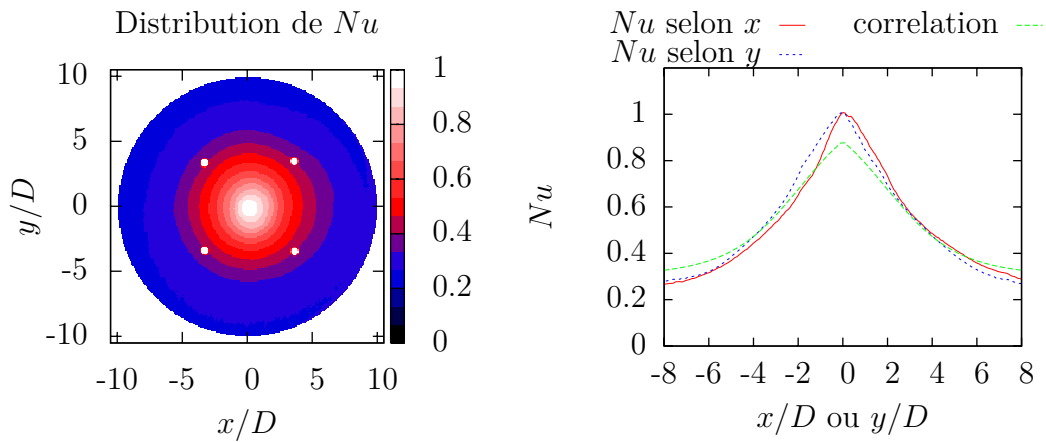


Figure B.40 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=8$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$

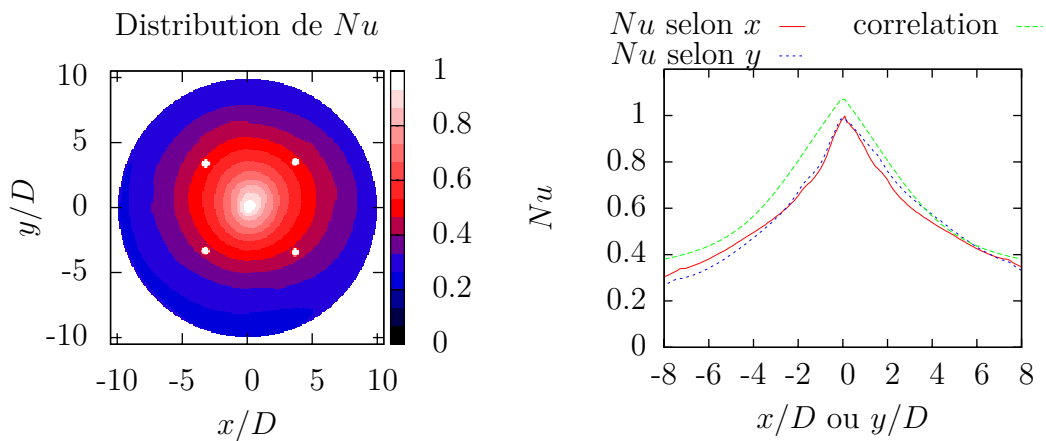


Figure B.41 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=8$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=15\ 000$

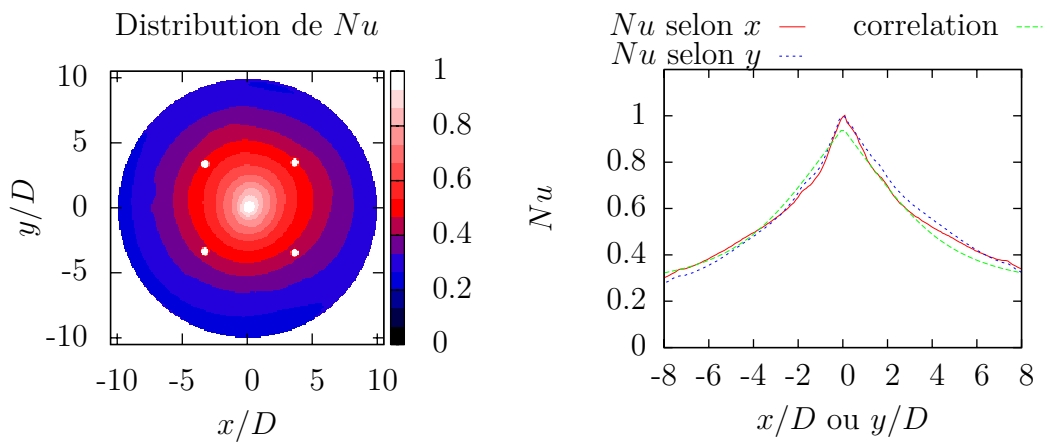


Figure B.42 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=8$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$

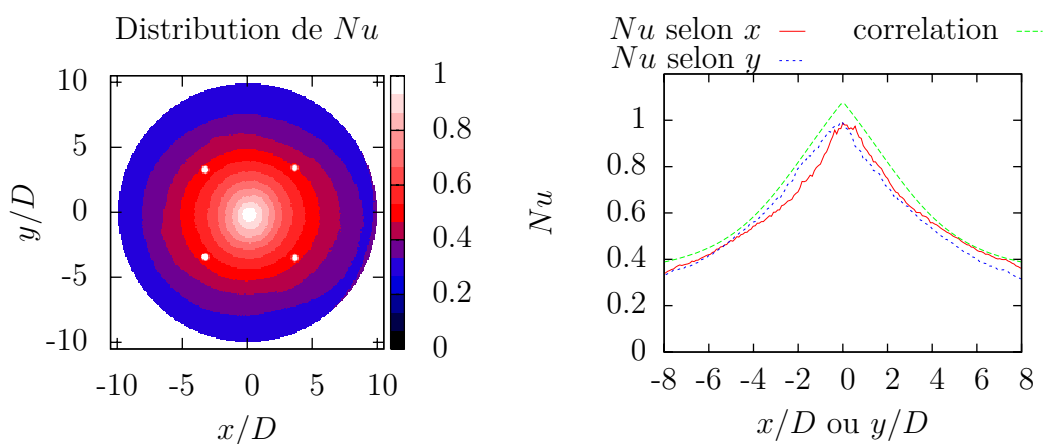


Figure B.43 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=8$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=15\ 000$

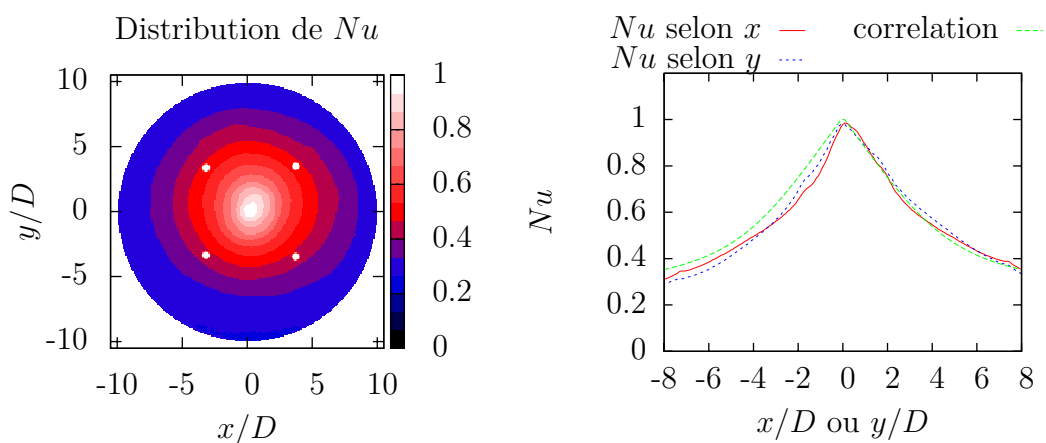


Figure B.44 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=8$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=23\ 000$

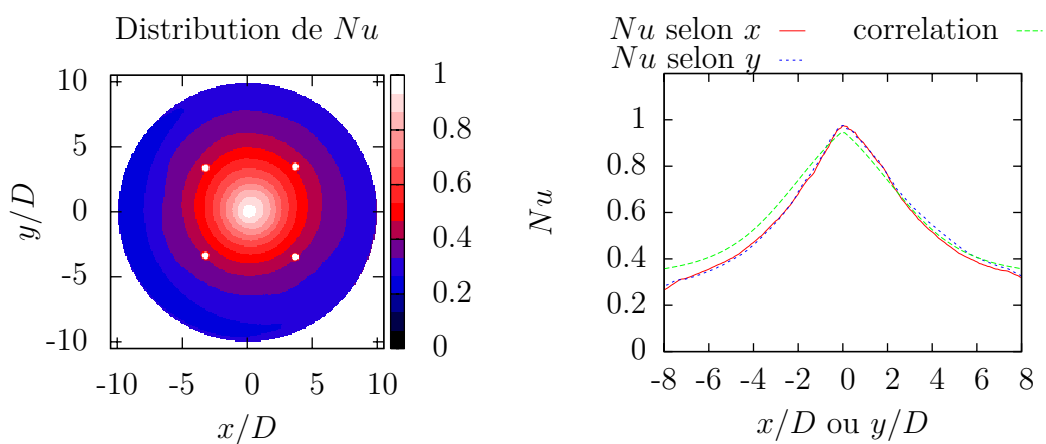


Figure B.45 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=8$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=5\ 000$

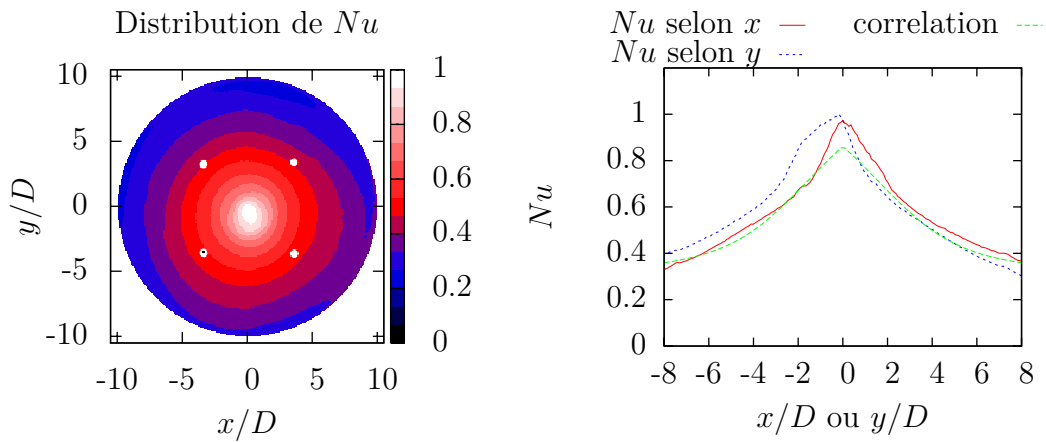


Figure B.46 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=10$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$

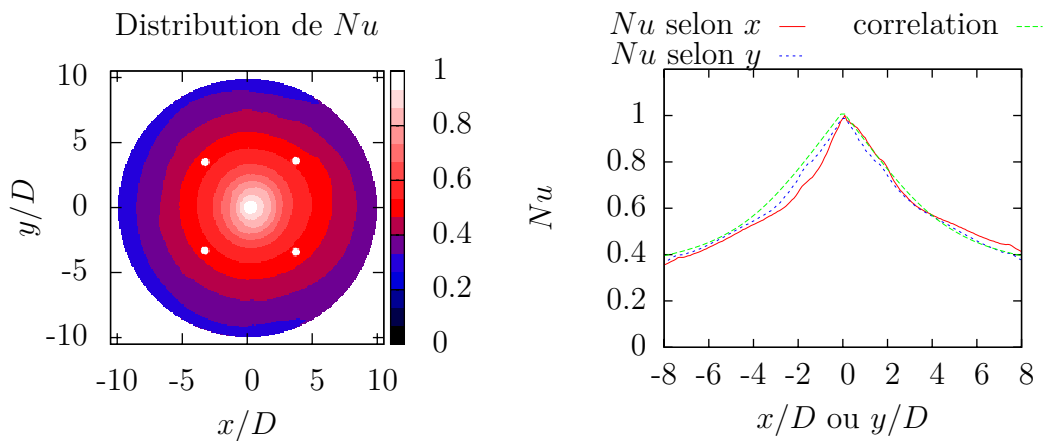


Figure B.47 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=10$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$

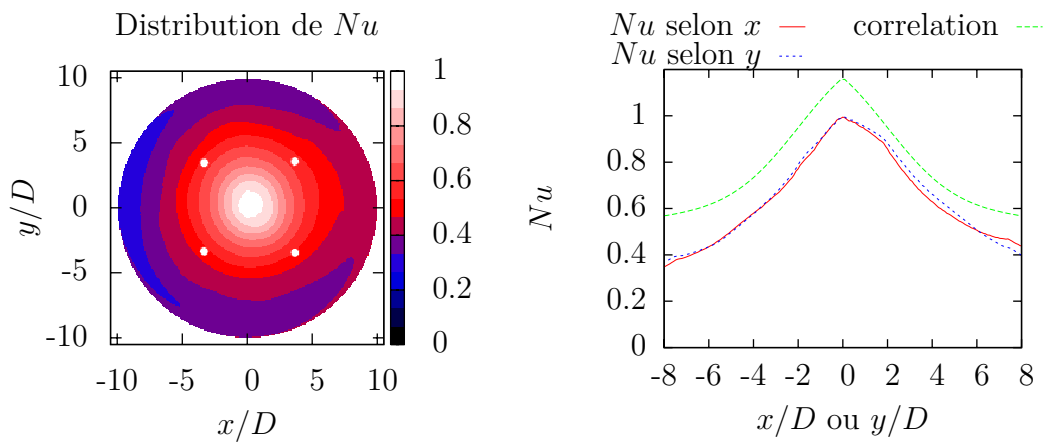


Figure B.48 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=10$, $Re_{chem}=20\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$

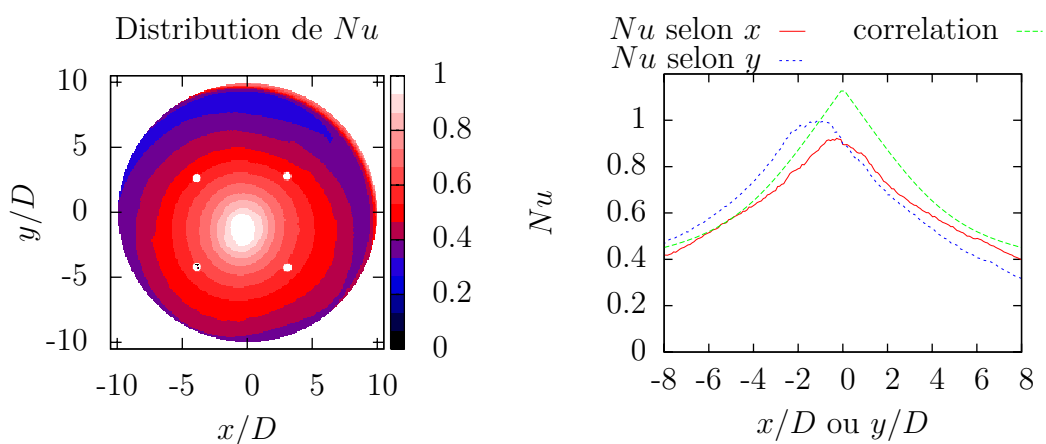


Figure B.49 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=10$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$

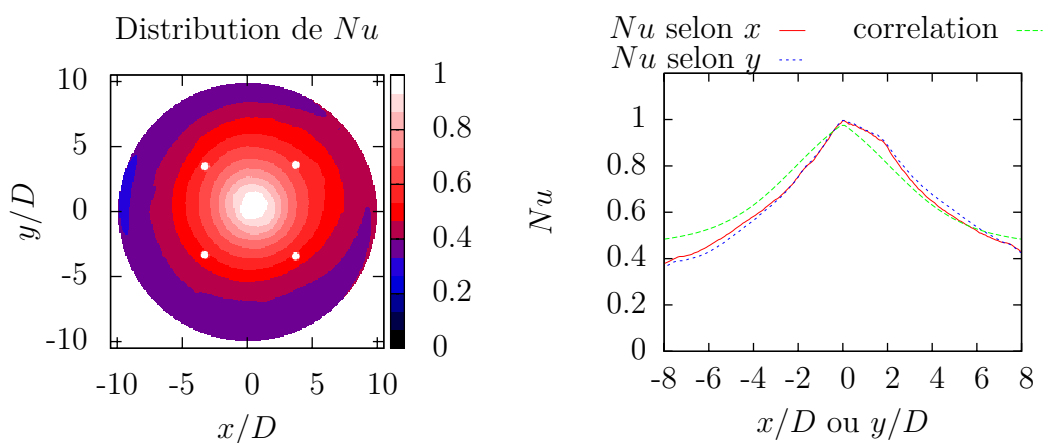


Figure B.50 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=10$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$

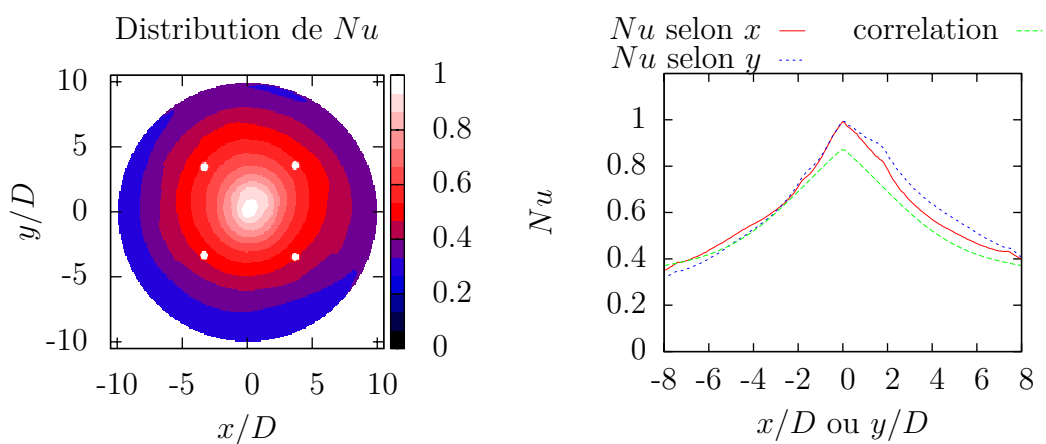


Figure B.51 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=10$, $Re_{chem}=40\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$

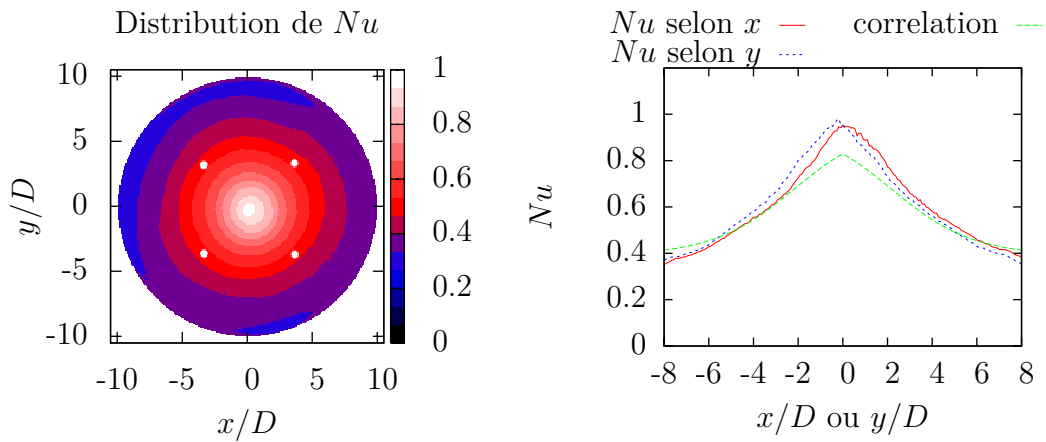


Figure B.52 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=10$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=0,8$, $Re_{ent}=500$ et $Re_{inj}=5\ 000$

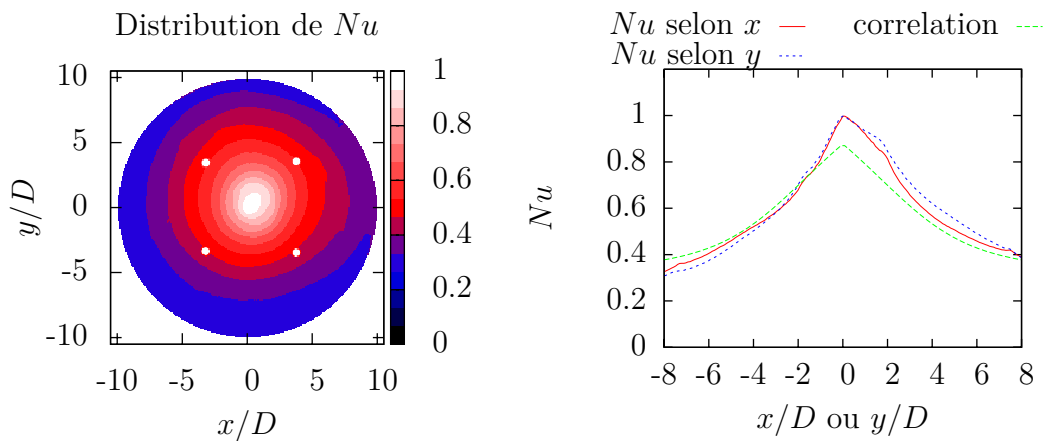


Figure B.53 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=10$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1$, $Re_{ent}=1\ 000$ et $Re_{inj}=15\ 000$

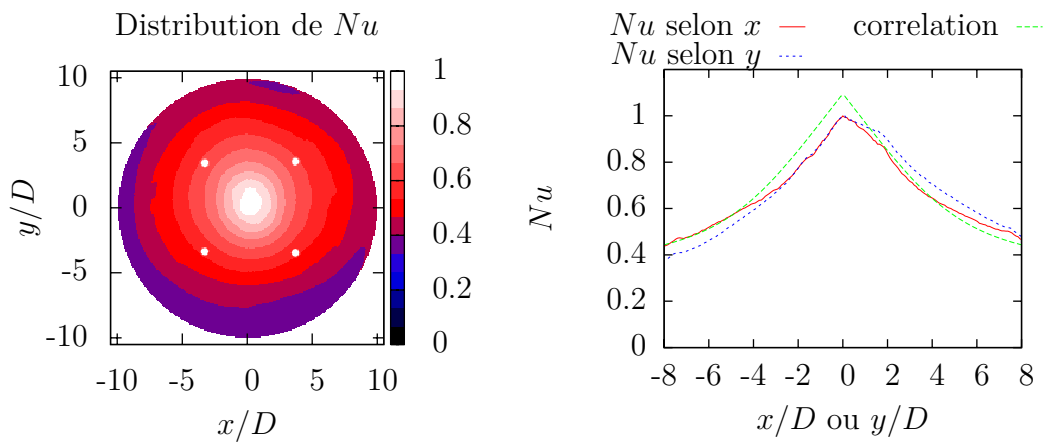


Figure B.54 – Cartographie et profils selon les axes x et y du nombre de Nusselt pour la configuration $H/D=10$, $Re_{chem}=60\ 000$, $e/D=1,2$, $Re_{ent}=0$ et $Re_{inj}=23\ 000$

L'amélioration des performances et des rendements de turboréacteurs passe par l'augmentation de la température des gaz de la chambre de combustion. Les éléments en aval de la chambre de combustion sont soumis à de fortes contraintes thermiques. Ainsi, les aubes de turbines basse pression possèdent plusieurs systèmes de refroidissement dont l'impact de jet. Les cas d'études de cette technique sont simplifiés et contrastent avec les géométries complexes de l'application industrielle de l'impact de jets aux aubes de turbine.

Nous nous sommes intéressés à une injection à travers une paroi fine et alimentée par un écoulement amont cisailant, afin d'être plus proche du cas réel. Notre étude comprend trois parties se basant sur ce type d'injection, pour lesquelles nous avons cherché à déterminer expérimentalement les coefficients d'échange de chaleur convectif. La première partie comprend des mesures expérimentales de vitesse par PIV et de température par caméra infrarouge, pour une configuration de jet unique en impact sur une plaque plane. Cette partie est représentative de la zone intrados/extrados d'une aube de turbine. Dans un deuxième temps on s'intéresse à l'influence de la courbure sur les échanges de chaleur d'une rangée de jets sur une paroi concave, représentant la situation au bord d'attaque. Dans un dernier temps, nous nous sommes intéressés à une configuration plus complexe, un modèle simplifié et agrandi d'une aube basse pression formé d'une partie courbe refroidie par neuf orifices et de deux parties planes refroidies chacune par trois rangées de cinq trous. Les paramètres de l'étude sont notamment la distance d'impact et les nombres de Reynolds des jets et de l'écoulement cisailant en amont de l'injection.

Mots clés : convection forcée, thermographie infrarouge, vélocimétrie par image de particule, plan d'expériences

The need to improve turbofan efficiency leads the engineers to increase the combustion gas temperature. Components such as turbine blades or vanes are exposed to high thermal stresses. Several cooling techniques are commonly used to maintain a temperature in the metal that not damage the vane. Internal jet impingement cooling is the method we studied in this thesis, with the intention to best reproduce the complex geometry of the industrial working case.

This way, we considered an injection trough a thin plate feeded by an upstream crossflow. This study consists in three experiments based on this type of injection, and convective heat transfer coefficients are determined experimentally. In the first part, we present experimental results from velocity and temperature measurements of a single jet impinging on a flat plate. This configuration represents the heat transfer at the pressure/suction side of a vane. A second experiment deals with a row of five jets impinging on a concave surface to study the effects of impingement on a curved surface, as in the leading edge region. Finally, a more complex configuration has been studied. This consists in a large scale model of a turbine blade. It is compound by a curved part on which impinges a nine jets row, and by two flat parts on which impinge three rows of five jets. The main parameters of the study are the nozzle-to-wall spacing and the Reynolds numbers of the jets and the upstream crossflow.

Keywords : forced convection, infrared thermography, particle imaging velocity, design of experiment.