République Algérienne Démocratique et Populaire

Ministère de l'**E**nseignement **S**upérieur et de La **R**echerche **S**cientifique

Université Yahia Fares de MEDEA



FACULTE DE TECHNOLOGIE
DEPARTEMENT DE GENIE DES PROCEDES

THESE DOCTORAT
En Génie des procédés

THEME

Etude Paramétrique et Numérique de Formation des Lamelles d'un Dépôt par la Méthode élément fini /Volume de fluide et L'interaction Fluide-Structure

Présenté par

Mr Hamid MEKHETICHE

Soutenue le 12/12/2021

Devant le jury composé de:

Mr. Younes CHIBA	Maître de conférences	Université de Médéa	Président
Mr. Hamza ALI AGHA	Maître de conférences	Université de Bejaïa	Examinateur
Mr. Abdelmdjid KADDOUR	Maître de recherche	CDER-URAER Ghardaïa	Examinateur
Mr. Mohamed ABBAS	Directeur de recherche	CDER-UDES Bou Ismaïl, Tipaza	Examinateur
Mr. Mounir ZIRARI	Maître de conférences	Université de Médéa	Directeur de thèse
Mr. Abedlkader KORICHI	Professeur	Université de Médéa	Co- Directeur de thèse

Remerciements

Nous remercions notre Dieu tout puissant « **ALLAH** » de nous avoir permis et aider à accomplir ce travail en nous assurant l'atteinte de mon objective et arriver à mon but.

Je tiens à exprimer une profonde reconnaissance à mon promoteur **Dr.ZIRARI Mounir**et Co-promoteur **Dr. KORICHI Abdelkader** pour ses conseils et son soutien.

Je tiens à remercier particulièrement monsieur **Dr.REBHI Redha**,

Je tiens également à adresser mes remerciements au Pr. **CHIBA Younes** pour avoir accepté de présider le jury d'examen de cette thèse. Je remercie également les professeurs Pr. **ABbAS Mohamed**, Dr. **ALI AGHA Hamza** etPr. **KADDOUR Abdelmadjid**pour avoir bien accepté d'examiner cette thèse et de participer à mon jury et pour l'intérêt qu'ils ont porté à notre travail de recherche, malgré leurs multiples occupations.

Je remercie enfin mes parents qui m'ont donné l'immense chance de réaliser ces études. Je leur dédie ce travail.

Merci à tous ceux qui, à un moment ou un autre, nous ont apporté leur savoir-faire, en particulier **ZIANE Farouk**, **TAHAR Souad** ,**BENYEKHLEF Mohamed** et **BENYEKHLEF Ahmad, BENKIAR Djamel**

Résumé

La projection thermique implique des technologies de traitement de surface dans lesquelles un matériau finement divisé est pulvérisé à grande vitesse et à l'état fondu ou semi-fondu sur la pièce à couvrir. Leur application principale est la protection contre l'usure, la corrosion et les effets thermiques. Ils ont également des propriétés fonctionnelles (électriques, magnétiques, etc.), ce qui les rend adaptés à diverses utilisations industrielles. Le succès et la durée de conservation des dépôts plasmatiques dépendent dans une large mesure de la qualité de l'adhérence entre le dépôt et le substrat ou entre les lamelles qui constituent le dépôt et qui sont générées par l'impact du broyage des particules de poudre sur le substrat. Dans ce travail, l'étalement et la solidification d'une particule d'alumine sur un substrat de l'acier inoxydable dans les conditions de projection plasma sont étudiés. L'étude est menée en utilisant la méthode d'interaction fluide-structure (FSI) dans le code ANSYS. Cette méthode est choisie pour déterminer les caractéristiques mécaniques à l'interface des particules de substrat pendant l'étalement. L'accent est mis sur le rôle accru des déformations développées lors de l'étalement à l'interface de surface du substrat, la concentration des contraintes sur l'adhérence de la lamelle et par conséquent la qualité du revêtement. Les résultats obtenir sont montré bien la relation existe entre les particules et les substrats qui favorise l'utilisation de cette méthode pour les future recherche

Mots-clés:

Particule d'alumine, méthode par éléments finis, simulation numérique, comportement dynamique inter facial

Abstract

Thermal spraying involves surface treatment technologies in which a finely divided material is sprayed at high velocity and in a molten or semi-molten state onto the part to be covered. Their main application is the protection against wear, corrosion, and thermal effects. They also have functional properties (electrical, magnetic, etc.), which make them suitable for various industrial uses. The success and shelf life of plasma deposits depends to a large extent on the quality of the adhesion between the deposit and the substrate or between the lamella that constitute the deposit and which are generated by the impact of the powder particles crushing on the substrate. In this work, the spreading and solidification of an alumina particle on a substrate of the stainless-steel under the plasma projection conditions are investigated. The study is conducted by using the

interaction fluid-structure (FSI) method in the ANSYS-code. This method is selected to determine the mechanical characteristics at the interface of the substrate particles during rolling. A focus is made on the increased role of the deformations developed during spreading at the surface interface of the substrate, the concentration of the stresses on the adhesion of the lamella, and consequently the coating quality. The results obtained are shown well the relationship exists between the particles and the substrates which favors the use of this method for future research.

Keywords: Finite element method; Numerical simulation; Interfacial dynamic behavior; Alumina particle.

ملخص

ينطوي الرش الحراري على تقنيات المعالجة السطحية التي يتم فيها رش مادة مقسمة بدقة بسرعة عالية وفي حالة منصهرة أو شبه منصهرة على الجزء الذي سيتم تغطيته. تطبيقها الرئيسي هو الحماية من الصد وع والتآكل والآثار الحرارية. كما أن لها خصائص وظيفية (الكهربائية، المغناطيسية، وما إلى ذلك)، مما يجعلها مناسبة لمختلف الاستخدامات الصناعية. نجاح ومدة صلاحية رواسب البلازما يعتمد إلى حد كبير على نوعية التصاق بين الترسب والركيزة أو بين اللاميلا التي تشكل الودائع والتي يتم إنشاؤها من تأثير جزيئات مسحوق سحق على الركيزة. في هذا العمل ، يتم التحقيق في انتشار وتجذر جسيم الألومينا على ركيزة من الفولاذ المقاوم للصدأ في ظل ظروف إسقاط البلازما. يتم إجراء الدراسة باستخدام طريقة بنية السائل التفاعل (FSI) في ANSYS-code. يتم اختيار هذه الطريقة لتحديد الخصائص الميكانيكية في واجهة جزيئات الركيزة أثناء الدوران. يتم التركيز على زيادة دور التشوهات التي تم تطويرها أثناء الانتشار في واجهة السطح للركيزة ، وتركيز الضغوط على التصاق اللاميلا ، وبالتالي جودة الطلاء. أظهرت النتائج التي تم الحصول عليها بشكل جيد وجود علاقة بين الجسيمات والركائز التي تفضل استخدام هذه الطريقة للبحث في المستقبل.

الكلمات المفتاحية: طريقة العناصر المحدودة محاكاة رقمية ;السلوك الديناميكي البيني ; جسيم الألومينا.

Table des matières

Introduction générale 1

Chapitre I Étude Bibliographique

Introduction…… 5

1.1 La projection thermique …… 5

1.1.1 La projection par flamme …… 5

1.1.1.1 La projection flamme-poudre ……... 6

1.1.1.2 La projection flamme-fil …….. 6

1.1.1.3 Projection supersonique par combustion …….. 6

1.1.1.4 Le canon à détonation …….. 7

1.2 La projection par arc électrique …….. 7

1.2.1 La projection arc-fil …… 7

1.2.2 La projection par plasma d'arc soufflé ……... 8

1.2.3 La projection plasma…… 8

1.2.3.1 Principe …….. 8

1.2.3.2 Fonctionnement d'une torche plasma d'arc soufflé…… 11

1.2.3.3 Caractéristiques de jets plasmas …… 13

1.3 Traitement des particules dans le plasma…… 15

1.3. 1 Injection et co-injection des particules dans le plasma…… 15

1.4 Interactions plasma-particules …… 16

1.5 Adhésion des revêtements sur substrat rugueux …….. 18

1.5.1 Introduction à la théorie de l'adhésion…….. 18

1.5.2.1 Ancrage mécanique……... 18

1.5.2.2 Théorie de la diffusion…….. 19

1.5.2.3 Liaisons atomiques ou moléculaires…… 19

1.6 Préparation de surface, rugosité et adhésion…… 20

1.6.1 Modification morphologique de la surface par abrasion…… 20

1.6.2 Structuration de surface par laser…….. 20

1.7 Quantification de l'adhérence des revêtements…….... 21

1.7.1 Essai par choc laser lasat® (« laser shockadhesiontesting »)…… 21

1.7.2 Essai par plots collés…… 22

1.8 Construction d'un dépôt projeté plasma……... 22

1.9 Détermination des contraintes résiduelles…… 23
1.9.1 Genese des contraintes résiduelles [84]……. 24
I.9.2 Méthodes non destructives……. 26
I.9.3 Méthodes destructives……..... 26
1.10 Domain d'utilisation……... 27
1.10.1 Protection contre la corrosion…… 28
1.10.2 Corrosion sèche……... 28
1.10.3 Corrosions humides…… 28
1.10.4 Protections contre l'usure……...…… 29
1.10.5 Usure par frottement……... 29
1.10.6 Usure par abrasion…… 29
1.10.7 Usure par corrosion…… 29
1.10.8 Usure par fretting…… 30
1.10.9 Usure par adhésion…….. 30
1.10.10Application aéronautiques …… 30
Conclusion…….. 30

Chapitre II Formulation Mathématique

Introduction…… 32
2.1 Modèle simplifié pour les particules……... 33
2.1.1 Hypothèses…… 33
2.1.2 Transfert de chaleur……..... 34
2.1.2.1 Fusion……..... 34
2.1.2.2 Evaporation……... 36
2.2.3 Couplage avec la dynamique de la particule…….. 36
2.3 Les modèles de l'étalement…… 38
2.3.1 Le degré d'étalement maximal d'une goutte…….. 38
2.3.2 Impact des particules sur substrat lisse avec solidification……... 41
2.3.3 Impact des particules sur substrat rugueux…….. 43
2.4 Interaction particule-structure……... 44
2.4.1 Contrainte et déformation effectives…….. 44
a) contrainte effective de Von-Mises…..…….. 44
b) la déformation effective…….…….. 45

2.4.2 Les équations d'équilibre…… 45
2.4.3 Le travail…… 46
2.5 Résolutions Numériques…… 47
2.5.1 La méthode des éléments finis(MEF)…… 48
2.5.2 Approche eulérienne…… 49
2.5.3 Approche lagrangienne…… 50
2.6 Interaction entre le particule-structure…… 52
2.6.1 Méthodes de Couplage…… 52
Conclusion…… 54

Chapitre III Résultats Et Discussion

Introduction…… 55
3.1 :1er Contribution Influence de la dynamique d'impact sur la formation des lamelles…… 55
3.1 Matériaux utilisés…… 55
3.1.1 L'aluminium…… 55
3.1.2 Propriétés des particules à l'impact…… 56
3.2 Validation du facteur d'étalement…… 58
3.2.1 Influence de la dynamique d'impact sur la formation des lamelles……..... 61
3.2.2 Déformation et concentration des contraintes sur le substrat…… 64
3.3 : 2eme contribution : Etude de l'influence de l'oxydation des substrats sur la formation de lamelle pour un dépôt d'aluminium lors de l'impact des particules d'aluminium creuse……... 64
3.3.1 Description du domaine d'application…… 64
3.3.2 Facteur d'impact pour quatre cas…… 68
3.3.3 Profiles de température dans le temps au point de contact pour quatre cas… 69
3.3.4 Variation de la pression au point d'impact pour les quatre cas…… 69
3.3 : 3eme contribution :Etude d'Impact incliné de la particule d'aluminium creuse Pendant le processus de projection thermique en utilisant la méthode VOF et éléments finis……... 70
Conclusion……... 74
Conclusion générale……..... 75

Liste des figures

Figure 1. 1	Principe fondamental de la projection thermique	**5**
Figure 1. 2	schéma d'un système du procédé projection par flamme	**6**
Figure 1. 3	schéma d'un système du procédé projection par l'arc	**7**
Figure 1. 4	Schéma de principe de la projection par plasma d'arc et ses principaux sous-systèmes fonctionnels [26]	**9**
Figure 1. 5	Principe de formation de dépôt par projection plasma [26]	**10**
Figure 1. 6	Ordre des échelles de temps lors de la formation du dépôt par projection	
Figure 1. 7	[26]	**10**
Figure 1. 8	Tension en fonction de temps dans les modes restrike dans un jet plasma d'Ar-H2 (a) et mode takeover. dans jet plasma d'Ar (b).	**12**
Figure 1. 9	Images du jet plasma mettant en évidence les fluctuations (a). Tracé d'Isothermes Montrant les écarts types liés aux fluctuations du jet plasma (b).	**13**
Figure 1. 10	Caractéristiques des gaz plasmagènes en fonction de la tempéra conductivité électrique (a), conductivité thermique (b) et viscosité	**14**
Figure 1. 11	(c)Isothermes pour un mélange Ar-H2 (45:15 $Nl.min^{-1}$) dans l'air	**14**
Figure 1. 12	Illustration de l'accrochage mécanique du fait (a) de la morphologie du substrat et (b) des déformations plastiques de la particule et du substrat.	**19**
Figure 1. 13	Principe de l'essai d'adhérence par plot-collé	**22**
Figure 1. 14	Représentation schématique de l'empilement des lamelles lord la projection plasma d'après	**23**
Figure 1. 15	Formation des contraintes résiduelles de traction	**24**
Figure 1. 16	Formation des contraintes résiduelles de compression	**25**
Figure 1. 17	Test d'Almen ("Almen strip test")	**25**
Figure 1. 18	Représentation des contraintes résiduelles de cisaillement	**26**
Figure 1. 19	Méthode de la flèche : variation du rayon de courbure d'une lame	**27**
Figure 2. 1	Aspects considérés dans le traitement d'une particule injectée dans un jet plasma [26]	**33**
Figure 2. 2	Schéma d'étalement d'une goutte	**38**
Figure 2. 3	Schéma de principe de contact entre une couche liquide métallique et	

	une surface rugueuse [100].	**44**
Figure 2. 4	les composantes des contraintes agissant sur un cube élémentaire: (Projection sur le plan xy)	**46**
Figure 2. 5	les composants de contrainte agissant sur un cube élémentaire en directions Principales	**47**
Figure 2. 6	Description des éléments avec le nombre des nœuds (linéaires, surfaciques, et volumiques) [115]	**49**
Figure 2. 7	Algorithme de solution pour le couplage unidirectionnel et bidirectionnel fort	**53**
Figure 3. 1	a) Géométries de substrat et particules d'aluminium b) Maillage adoptée pour la simulation en 2D.	**57**
Figure 3. 2	Représente les résultats de simulation de l'impact d'une particule en aluminium d'un diamètre de 3.92mm initialement à une température de 630°C et une vitesse de 3m/s sur substrat en acier d'outil initialement à 200°C.	**59**
Figure 3. 3	Représentation spatiale du refroidissement de la particule pendant la formation des lamelles.	**60**
Figure 3. 4	Facteur d'épandage	**61**
Figure 3. 5	Facteur d'étalement pour les 3 cas	**62**
Figure 3. 6	la forme de la lamelle pour les trois cas étudiés	**62**
Figure 3. 7	Pression d'impact pour les cas étudiés	**63**
Figure 3. 8	Pression d'impact séquentiel	**63**
Figure 3. 9	*XY* Stress spatial representation for the 3 case studies	**65**
Figure 3. 10	Spatial representation of the *XY* Strain for the 3 case studies	**66**
Figure 3. 11	Déplacement vertical du point d'impact au fil du temps	**67**
Figure 3. 12	Von manque la contrainte du point d'impact au fil du temps	**67**
Figure 3. 13	Impacts d'une particle d'aluminium totalement fondue	**67**
Figure 3. 14	Comparaison entre les 4 cas	**68**
Figure 3. 15	Comparaison entre les facteurs d'impact pour les 4 cas	**68**
Figure 3. 16	Comparaison entre les profils de température avec le temps au point de contact pour les 4 cas	**69**
Figure 3. 17	Comparaison de la variation de la pression au point d'impact pour les	**69**

4 cas
Figure 3. 18 Configuration des conditions d'impact proposées **70**
Figure 3. 19 La pression au point d'impact d'une particule avec différents angles d'inclinaison **71**
Figure 3. 20 Profils de température dans le temps à l'interface du substrat de la lamepour les trois cas étudiés et pour différents d'angles d'impact **72**
Figure 3. 21 Le facteur d'étalement pour un impact de particule pour différents angles d'impact (α) pour 3 cas **73**

Liste des tableaux

Tableau 3.1 propriétés thermo physique de l'alumine et de l'acier H13 **58**

Liste des symboles

A	Surface de la Particule	m^2
a_1 ,a_2 ,a_3	Constante d'Eleur et Gear	-
a_E ,a_W ,a_P	Constantes de la Méthode des Volume Finie	-
Bi	Nombre de Biot	-
Br	Terme de Brinkaman	-
C	Fonction Couleur	-
C_p	Chaleur Spécifique	J/kg.K
C_D	Coefficient de Traînée Corrigé	-
$C_{D,C}$	Coefficient de Traînée	-
Cs ,Ct,Cm	Constantes de la Force Thermophorèse	-
$C_\mu, C_{\varepsilon 1}, C_{\varepsilon 2}, C_{\varepsilon 3}, \sigma_k, \sigma_\varepsilon$	Constante des modèles de turbulence	-
D	Diamètre de la Particule Etalée	m
D_i	Coefficient de Diffusion de L'espèce	-
d_p	Diamètre de la Particule	m
E :	Champ Electrique	$V.m^{-1}$
E_k	L'énergie Cinétique	J
E_p	L'énergie Potentielle	J
f	Rapport de la Surface réelle de Contact à la Surface Nominale du Solide	-
F_{TS}	Forces de Tension de Surface	N
F_B	Force D'histoire de Basset	N
F_D	Force de Traînée	N
F_{em}	Force de Lorentz	$N.m^{-3}$
F_g	Force de Gravite	N
F_{ma}	Force de Masse Ajoutée	N
F_{th}	Force Thermique	N
f_x ,f_y et f_z	Composantes du Vecteur Force par Unité de Masse	N/m^3
g	Accélération de la Pesanteur	m/s^2
G_k	Terme de Production de L'énergie Cinétique Turbulente	-
h	Enthalpie	J/kg
h	Coefficient de Convection	$W/m^2.K$

ΔH_F	Chaleur latente de fusion	$J.kg^{-1}$
ΔH_{vap}	Chaleur latente de vaporisation	$J.kg^{-1}$
I	Intensité Turbulente	-
k	Energie Cinétique Turbulente	m^2/s^2
k_B	Constante de Boltzman	$m^2kgs^{-2}K^{-1}$
K_e	Conductivité Effective	-
Kn	Nombre de Knudsen	-
Kn^*	Nombre de Knudsen Modifiée	-
K	Conductivité Thermique	W/m.K
k_s	Conductivité Thermiques du Substrat	W/m.K
k_g	Conductivité Thermiques de la goutte	W/m.K
k_{liqude}	Conductivité Thermiques de liquide	W/m.K
$\overline{k}$	Conductivité thermique moyenne du Plasma	W/m.K
L_x , L_n ,L_c	Echelle de Longueur	-
L_{Pl} :	Chaleur Latente de Fusion	$J.kg^{-1}$
L_f	Travail de Dissipation Visqueuse	-
L_m	Chaleur Latente de Solidification de la Particule	$J.kg^{-1}$
L	Longueur efficace du jet plasma	m
m	Masse	kg
M	Masse du Mélange	kg
Nu	Nombre de Nusselt	-
P	Pression Statique	Pa
P_i	Pression Partielle du Constituant i	Pa
P_{Tot}	Pression Totale	Pa
Pr	Nombre de Prandtl	-
Q	Flux Thermique	$W.m^{-2}$
Q_{em}	Chaleur Fournie par Effet Joule	J
Q_{fusion}	Chaleur de fusion	J/kg
R_a	Rugosité de Surface	-
Re	Nombre de Reynolds	-
R_{sl}	Position de L'interface Solide-Liquide	m
R_{th}	Résistance Thermique de Contact	$m^2.K/W$
Sc	Nombre de Schmidt	-

S_H	Terme Source Enthalpique	-
St	Nombre de Stefan	-
S_{ij}	Tenseur des Déformations Symétriques	-
S_ϕ	Terme Source	-
t	Temps	s
T	Température	K
ΔT	Gradient de température de couche Limite	K
U	Constante de Solidification	-
U_r	Vitesse relative Entre le Fluide et la Particule.	m/s
u, v, w	Composants Cartésiennes du Vecteur Vitesse	m/s
u_v	Vitesse de la Vapeur	$m.s^{-1}$
$\overline{V}_X$	Composante Moyenne de la Vitesse dans la Direction x	m/s
$V_X^{'}$	Fluctuant Composante de Vitesse dans la Direction x	-
ϑ_{Pl}	Vitesse du front de changement de phase solide-liquide	$m.s^{-1}$
ϑ_{lv}	Vitesse du front de changement de phase liquide-vapeur	$m.s^{1}$
y_i	Fraction Massique du Gaz i	-
W_e	Nombre de Weber	-
W_{ij}	Tenseur antisymétrique Rotation	-
τ	Tenseur de Contrainte de Cisaillement	$N.m^{-2}$
ξ	Degré d'étalement	-
ξ_m	Degré d'étalement Maximum	-
σ	Conductivité électrique	$\Omega^{-1}.m^{-1}$
σ	Tension de surface	J/m^2
σ_R	Termes de contraintes de Reynolds	$N.m^{-2}$
ε	Dissipation turbulence	m^2/s^2
ε_{mij}	Opérateur tensoriel alternance.	-
v	Vitesse moléculaire	m/s
λ	Libre parcours moyen des molécules du fluide	m
α	Diffusivité thermique	m^2/s
ρ	Masse volumique de la particule	kg/m^3
μ	Viscosité dynamique	kg.m/s
Γ	Rapport des chaleurs spécifiques	-

Γ_ϕ	Coefficient de transport	-
ω	Taux de dissipation spécifique	-
ω_p	Module du vecteur rotation de la particule	rad/s
Φ	Coefficient de correction	-
Ωm	Vitesse angulaire du système de coordonnées	m/s
θ	L'angle de contact	rad
ϕ_1 , ϕ_2	Fonctions phase	-
γ	Tension superficielle	N/m

Introduction Générale

La projection plasma est une solution très efficace pour la protection des surfaces des matériaux contre les contraintes mécaniques, thermiques et chimiques. Ce procédé trouve beaucoup d'applications dans plusieurs industries notamment : aérospatiale, biomédicale, sidérurgie, électronique et métallurgie.

Le principe de ce procédé consiste à injecter des fines particules dans un écoulement de plasma thermique où elles sont alors fondues et projetées à grandes vitesses vers une surface d'un substrat préalablement préparé. La fusion des particules est due à la très haute température existant dans l'écoulement du plasma thermique qui rend possible la fusion des particules ayant des températures de fusion très élevées tel que les matériaux réfractaires et par la suite l'obtention d'un dépôt. La grande vitesse de l'écoulement de plasma thermique procure à des particules injectées une vitesse adéquate pour l'obtention d'un dépôt fortement adhéré au substrat avec une faible porosité.

Le dépôt ainsi obtenu est constitué par l'empilement de particules, qui s'écrasent avec des vitesses qui s'étendent de 100 à 600 $m.s^{-1}$ selon leurs tailles, leurs masses volumiques et les torches plasmas utilises, fondues ou partiellement fondues sur le substrat à couvrir et préalablement préparé à cet effet. La microstructure et les propriétés du dépôt sont fortement liées aux paramètres du substrat (nature, état chimique de la surface ou couche d'oxyde formée : épaisseur, nature, rugosité, température, …) et aux paramètres des particules (taille, vitesse, température, état de fusion à l'impact, …). Ces derniers paramètres sont eux-mêmes fonctions des caractéristiques du jet de plasma (composition, champs de vitesse et température, enthalpie, conductivité thermique, viscosité, …) et des conditions de leur injection (vitesse moyenne d'injection, point d'injection, distribution de taille des particules, …). Il est donc très clair que la maîtrise du procédé de la projection plasma nécessite d'une part à connaitre la génération et le contrôle du plasma thermique. D'autre part, ce procédé nécessite aussi la compréhension des aspects thermiques et dynamiques de l'interaction particule-substrat et l'aspect quant à l'obtention d'un dépôt homogène de bonnes qualités.
Dans cette thèse, on a divisé le travail en trois chapitres :

- Dans le premier chapitre, nous avons présenté un rappel bibliographique sur la projection thermique, etles travaux antérieurs réalisés par plusieurs chercheurs.
- Dans le deuxième chapitre, nous avons présenté en détail le modèle mathématique traitant l'interaction plasma-particule (quantité de mouvement et transfert de chaleur)

etInteraction particule-structure et le modèle VOF de l'étalement de la particule sur le substrat.

- Dans le troisième chapitre, nous avons présenté, des résultats numériques de l'étude du comportement dynamique inter-facial lors de la formation des lamelles alumine sur substrat en acier par FSI/VOF.L'étalement d'une particule de l'aluminium et on a s'intéresse de présenter l'effet de l'état de surface de substrat et interpréter les résultats obtenus par les modèles numériques proposés en utilisant le code de calcul ANSYS

Certains travaux ont été publiés sur le revêtement par projection thermique en utilisant à la fois les techniques expérimentales et numériques. Le premier modèle qui aborde les phénomènes d'étalement et de solidification est celui de Jones [1] et Madjeski [2]. Ils ont traité séparément l'étalement d'une lamelle et la solidification en partant de l'hypothèse que la vitesse de propagation du front de solidification dans la bande est plus lente que la vitesse d'impact de la particule .TrapagaetSzekely [3] Ont présentés description de la propagation des gouttelettes effectuant sur un substrat plein. Les problèmes de ce type sont d'intérêt pratique principal pour la projection par plasma (picoseconde) et dans le jet formant les opérations (SF).Liu et al. [4] et Pasandideh-Fard [5]. Dans la méthode lagrangienne, le maillage se forme avec la matière et il permet de représenter plus précisément la surface libre. Mais cette méthode présente des difficultés dans le cas de grandes déformations dues à des distorsions importantes des éléments du maillage. Mostaghim [6] est décrit un modèle pour prévoir la forme de gouttelette dans le procédé du brouillard de plasma. Les résultats prouvent que le processus d'impact est composé de la propagation et du recul. Le degré de propagation augmente avec du Re> 25; tandis que la propagation du temps est proportionnelle au rapport du diamètre initial à la vitesse d'impact. Dykhuizen et al. [7]et Grujicic et al. [8] ont utilise un code de calcul basé sur le couplage mécanique / hydrodynamique (CTH) pour déterminer la déformation significative ou les chocs violents. Ls-Dyna et Abaqus ont également été utilises pour étudier le comportement de l'impact des particules par pulvérisation à froid. Pasandideh-Fard et al. [9] par la même méthode eulérienne sur une grille cartésienne 3D a montré l'impact d'une goutte de métal sur des substrats horizontaux ou inclinés. Leur technique ne donne pas une bonne précision car elle ne décrit pas correctement l'orientation du processus libre des conditions aux limites. Mostaghimi et al. [10]On lui montre que l'ampleur de la diffusion de maximum est principalement déterminée par le nombre de Reynolds, à un peu de degré, par le nombre de Weber. L'éclaboussement et la dissolution sont montrés pour être le résultat de la

solidification; les instabilités liquides ne jouent pas un rôle significatif à cet égard. Delaunay[11] Le présent sujet à étudier la dynamique et l'effet thermodynamique lors de la solidification de plusieurs gouttes au moyen de simulation numérique directe, afin de déterminer les paramètres initiaux (vitesse, température et diamètre des particules fluides, propriétés du matériau utilisé...) et quel est l'état de surface obtenu après réaction et solidification des gouttes. Ghafouri et al. [12] ils sont employé Un modèle tridimensionnel a été utilisé pour simuler les interactions de diffusion et de solidification entre gouttelettes. Le modèle a appliqué une méthode eulérienne de volume de commande de fixe-grille pour résoudre les équations de dynamique des fluides et d'économies d'énergie. Un algorithme de volume-de-fluide (VOF) a été employé pour dépister la déformation extérieure libre. Les prévisions des formes de gouttelette pendant l'impact du modèle étaient conformes bien aux photographies. Zhi [13]. Le modèle proposé utilise la méthode des éléments finis dans la formulation Lagrangienne en grandes déformations. Une technique de remaillage adaptatif automatique permet de bien suivre la surface libre et assure une bonne précision des résultats. Dans Ce modèle on tient compte du contact avec frottement entre la particule et le substrat représentant une certaine rugosité. Kamnis et al. [14]et Chandra et al. [15] ont modélisé de manière adéquate l'effet de gouttelettes entièrement fondues sur un substrat et ont montré une meilleure compréhension de la déformation des particules et de l'adhérence. Martin et al. [16].Les résultats expérimentaux ont indiqué que le fer liquide, en contact avec un substrat Al_2o_3, n'a pas eu une valeur unique, variée de 0 °C au 290 °C, et a été sensiblement affecté par la teneur en oxygène de la phase gazeuse et du degré d'interaction entre l'oxyde et le métal. La variation a été liée au mouillage du substrat par le métal liquide. Parizi et al. [17] ont présentent des résultats de simulation numérique pour les gouttelettes fondues de nickel et du zirconia (YZS) effectuant sur différentes surfaces micro-échelle-modelées de silicium. La simulation numérique a clairement montré l'effet de l'aspérité et de la solidification sur la forme du splat final, aussi bien que la création de pore sous le matériel pulvérisé. Des simulations ont été effectuées utilisant le logiciel dynamique liquide informatique, Sim Drop. Le code utilise un algorithme de différences finies 3D pour résoudre l'équation de Navier-stook. Afin d'étudier le transfert de chaleur et le changement de forme, l'algorithme de suivi VOF est utilisé pour suivre la surface sans gouttelettes. Zhang et al. [18] ont utilise cette approche pour inspecter l'effet à grande vitesse et la solidification d'une gouttelette de zircone stabilisée à l'yttria sur un substrat incliné. Ils ont observé un angle d'impact critique d'environ 44° pour l'éclaboussure de la goutte.Bouneder et al. [19] leurs travail met en évidence l'intérêt

de considérer un contact thermique fonction de l'état de fusion des deux couches sur l'ensemble du procédé de projection thermique. Le modèle prend en compte l'évolution de l'état de la particule le long de son parcours en couplant transferts et changements de phase solide/liquide/vapeur.Sur la base de l'équation de Johnson-Cook et Li et Gao [20] et Moridi et al. [21]ont combiné des solutions analytiques et numériques pour déterminer les vitesses critiques et l'érosion dans le processus de projection à froid.Zirari et al. [22] ont combiné la méthode des éléments finis avec le VOF et la technique de la chaleur spécifique équivalente pour le contrôle de la solidification. Ils ont illustré une influence significative de l'état de fusion de la particule sur les morphologies de la lamelle et l'adhésion au substrat. Abdellah El-Hadj et al. [23]et par la même approche ont montré l'importance de la température du gaz environnant sur la morphologie de la lamelle et l'adhérence au substrat.

Dans ce travail, l'étalement et la solidification d'une particule d'alumine sur un substrat d'acier inoxydable dans les conditions de projection plasma sont étudiés.L'étude est menée en utilisant la méthode d'interaction fluide-structure (FSI) dans le code ANSYS. Cette méthode est choisie pour déterminer les caractéristiques mécaniques à l'interface des particules de substrat lors du laminage. L'accent est mis sur le rôle accru des déformations développées lors de l'étalement à l'interface de surface du substrat, la concentration des contraintes sur l'adhérence de la lamelle, et par conséquent la qualité du revêtement.

Introduction

La projection plasma fait partie de la famille des techniques de projection thermique, un groupe de procédés dans lesquels des matériaux métalliques et non métalliques, finement divisés, sont déposés fondus ou semi fondus sur un substrat préalablement préparé [24, 25]. Dans ces procédés les particules du matériau d'apport sont fondues ou portées à l'état plastique sous l'effet d'une source de chaleur, accélérées par l'écoulement avant de s'écraser sur la surface à recouvrir sur laquelle elles se solidifient [26]. La projection thermique par flamme est née au début du vingtième siècle lorsque Dr. Schoop (1909) a proposé cette technique [27]. Elle se limitait initialement aux matériaux à bas point de fusion comme l'étain et le plomb puis elle a été étendue aux aciers et matériaux réfractaires.

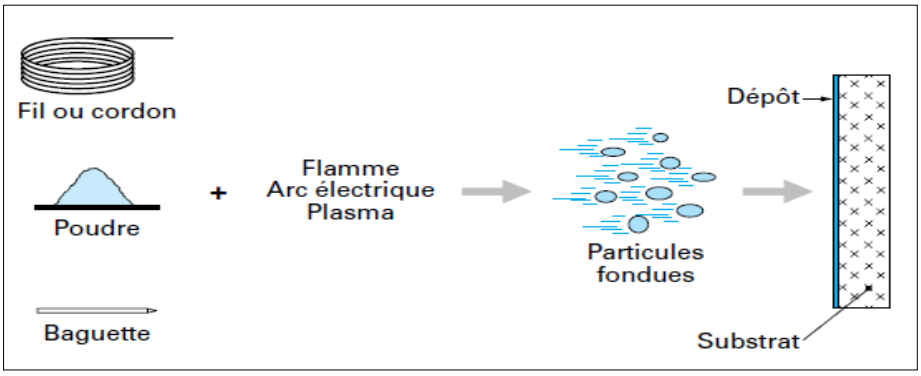


Figure 1. 1 : Principe Fondamental De La Projection Thermique [26]

On distingue deux familles de projection thermique selon la source de chaleur employée : la flamme de combustion ou l'arc électrique.

1.1 La projection thermique

1.1.1 La projection par flamme

Dans ce type de projection thermique, une réaction chimique est utilisée comme source d'énergie. Les matériaux à projeter sont introduits soit sous forme de poudre soit sous forme de fil, de tige ou de cordon (pour les céramiques dans ces deux derniers cas). Dans le premier cas, la température de fusion ne peut dépasser 0,7 à 0,8 fois la température de la flamme alors que dans le second, il est possible de fondre des matériaux dont le point de fusion est de 0,95 fois la température de flamme. Les matériaux déposés par cette technique sont usuellement des métaux, des alliages, des cermets ou des céramiques à basse température de fusion.

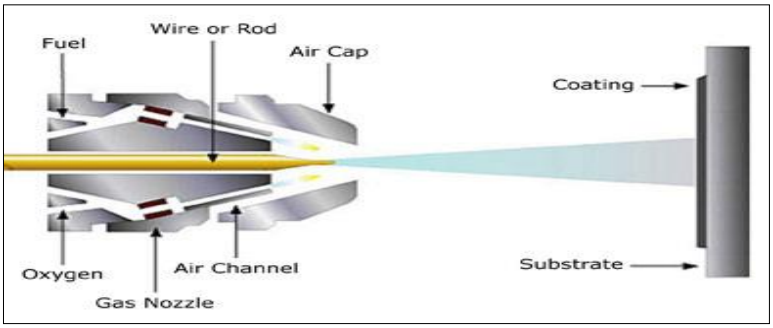


Figure 1. 2: Schéma d'un Système du Procédé Projection Par Flamme [26].

1.1.1.1 La projection flamme-poudre

Le matériau à projeter est introduit sous forme de poudre dans une flamme oxygène gaz combustible, les particules sont accélérées grâce au gaz porteur ou à une injection d'air. Les dépôts réalisés présentent une faible adhérence (de 20 à 40 MPa) et une porosité élevée (10 à 20 %), ceci est essentiellement du aux faibles vitesses d'impact des particules (de l'ordre de 30 $m.s^{-1}$)

1.1.1.2 La projection flamme-fil

Les matériaux d'apport sont introduits sous forme de fil pour les matériaux ductiles ou de cordon ou baguette pour les matériaux céramiques. La flamme sert uniquement à fondre l'extrémité du fil ou cordon. L'entrainement des matériaux fondus vers le substrat est assuré par un jet d'air comprimé.

1.1.1.3 Projection supersonique par combustion

La particularité de cette technique réside dans la vitesse élevée (300 à 600 $m.s^{-1}$) des particules projetées par l'échappement des gaz de combustion issus d'une chambre à pression élevée (0,5 à 1 MPa). La chambre de combustion est refroidie et les gaz s'évacuent par une tuyère convergente-divergente suivie d'un fût de quelques dizaines de centimètres destiné à limiter l'entraînement de l'air ambiant. La poudre est injectée dans la flamme, à l'aide d'un gaz neutre porteur, soit en amont (distribution à une pression supérieure à celle de la chambre de combustion) soit en aval (distribution au voisinage de la pression atmosphérique). On distingue deux procédés :

- le procédé HVOF : High Vélocité Oxyda-fuel Flamme, il utilise la

Combustion à l'oxygène d'un carburant gazeux tel que : propane, propylène, tétère, méthane ou l'hydrogène ou liquide généralement du kérosène

- le procédé HVAF : High Vélocité Air-fuel Flamme, la combustion est

Assurée par un mélange kérosène-air comprimé.

Dans les deux cas, les vitesses des particules sont comprises entre 300 et 600 $m.s^{-1}$ ce qui permet un bon écrasement des particules dans un état plastique.

1.1.1.4 Le canon à détonation

Le matériau d'apport, sous forme de poudre, et le gaz de combustion (oxygène et acétylène) sont introduits pratiquement en même temps dans un tube (tube de détonation) fermé à une extrémité. Grâce à une étincelle le mélange de gaz explose créant une onde de choc maintenue par la combustion. L'évacuation du gaz brulé, l'introduction du gaz explosif frais ne permet de renouveler l'explosion que jusqu'à 8 fois par seconde. Les particules de poudres sont ainsi chauffées et éjectées à une grande vitesse (jusqu'à 1200 $m.s^{-1}$) par l'onde de choc créée qui se déplace à des vitesses pouvant atteindre 2900 $m.s^{-1}$. Les dépôts obtenus sont compacts (porosité inférieure à 1 %), de bonne adhérence (généralement supérieure à 80 MPa) et de faible rugosité (Ra = ± 3 µm). Les taux de dépôt horaires sont compris entre 3 et 5 $kg.^{h-1}$ et l'épaisseur de dépôt est généralement inférieure à 0,2 mm.

Ce procédé présente des contraintes aux niveaux des installations (dimensions, bruit de plus de 140 dB, …), ce qui réserve son utilisation à des sites spécialisés.

1.2 La projection par arc électrique

Deux procédés de projection thermique utilisent un arc électrique comme source d'énergie :

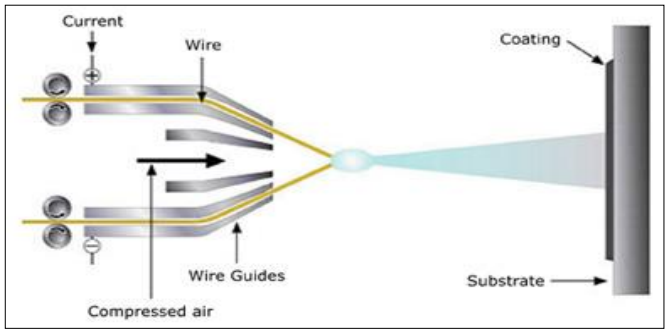


Figure 1.3 : Schéma D'un Système Du Procédé Projection Par L'arc [26].

1.2.1 La projection arc-fil

Dans ce procédé, deux fils constitués du matériau à projeter servent d'électrodes aux bornes desquelles une tension continue de 25 à 40 V est appliquée, ce qui crée un arc à leurs extrémités. Un gaz d'atomisation soufflé entre les deux fils permet de détacher la partie fondue sous forme de gouttelettes puis de les transporter jusqu'au substrat. Les taux de déposition sont élevés (jusqu'à 20 $kg.h^{-1}$) et les dépôts réalisés sont épais (0,5 mm à 3 mm). Les matériaux projetés doivent être conducteurs électriques et tréfilables (zinc, aluminium, cuivre, molybdène et acier), l'utilisation des fils fourrés constitués d'une gaine métallique ductile garnie de poudres de matériaux non-ductiles permet de réaliser des dépôts d'alliages

(NiCrAl, NiMoAl, FeCrMn) ou des dépôts métalliques renforcés par des céramiques (carbures, …)

1.2.2 La projection par plasma d'arc soufflé

Dans ce procédé, la source de chaleur est un arc électrique alimenté en courant continu qui éclate entre une anode et une cathode, créant ainsi un plasma, généralement initié par une décharge haute tension (7000-8000 V) et haute fréquence (quelques MHz). Une partie du flux du gaz plasmagène est portée à haute température (au-delà de 8000 K, la majorité des gaz plasmagènes est conductrice électriquement) et est constrictée dans la tuyère anode. En aval du pied d'arc et en sortie de tuyère, un jet de plasma de recombinaison est généré dont la vitesse, selon les conditions de tir et le diamètre interne de la tuyère, varie entre 1000 et 2500 $m.s^{-1}$, vitesses subsoniques à ces températures. Au sein de ce jet plasma est injecté (généralement perpendiculairement au jet) le matériau d'apport sous forme d'une poudre véhiculée par un gaz porteur. Les particules fondues ou semi-fondues sont projetées à grande vitesse (de l'ordre de 100 à 300 $m.s^{-1}$) sur le substrat où elles s'écrasent pour constituer le dépôt.

Les gaz plasmagènes utilisés sont, en général, des mélanges binaires ou ternaires constitués d'un gaz primaire de densité massique élevée (argon, azote) et d'un gaz secondaire (hydrogène, hélium) destiné à améliorer le transfert thermique plasma-particule. Le jet plasma est utilisé à l'air ambiant (APS : Air Plasma Spraying), ou en atmosphère contrôlée (argon, azote, …), sinon sous vide partiel (20-50 KPa) ou en surpression (jusqu'à 4 105 Pa).

Par rapport aux procédés déjà cités, la projection par plasma d'arc se distingue par :

- un jet de plasma à enthalpie (> 1 $MJ.kg^{-1}$) et température (8000 <T< 14000°C) très élevées ce qui permet de fondre tout les matériaux céramiques et les alliages réfractaires (densité d'énergie de quelques $MW.m^{-3}$) ;
- des vitesses des gaz de l'ordre de 400 à 2500 $m.s^{-1}$ et donc des vitesses de particules relativement élevées 150 à 300 $m.s^{-1}$ pour les torches à cathode tige et 250 à 500 ms^{-1} pour les torches à cathode bouton ;
- des dépôts minces (> 50 μm) ou épais (jusqu'à quelques millimètres) ;
- une large gamme de matériaux projetés.

1.2.3 La projection plasma

1.2.3.1 Principe

Les premières torches plasma à courant continu (direct current : d.c.) sont apparues dans les années 60 et les premières torches de projection au milieu de la décennie et enfin une décennie plus tard, la projection plasma sous vide partiel a été introduite. La robotisation du

procédé a commencé dans les années 80 parallèlement au développement des torches radio fréquence (RF) pour la projection. Les travaux des années 90 ont été orientés vers le développement des détecteurs et outils de diagnostic susceptibles de résister à l'atmosphère agressive des cabines de projection, cette décennie a vu aussi l'émergence de nouvelles torches d.c. (injection axiale Mettech, torche de petite dimension et rotative pour la projection sur des surfaces cylindriques, torches à trois cathodes et tuyère segmentée : Triplex de Sultzer Metco) et des torches RF supersoniques. Enfin, au début de ce millénaire, les efforts portent sur l'amélioration de la fiabilité et de la reproductibilité du procédé via le développement des outils de contrôle en ligne (comportant des détecteurs de haute sensibilité) ainsi que l'élaboration de nouveaux procédés visant la réalisation de dépôts finement structurés sinon nanostructures [26, 27]. En raison de ces évolutions et de la flexibilité de cette technique, de nombreuses industries ont recours à la projection plasma pour réaliser des dépôts généralement à haute valeur ajoutée, pour différentes applications comme les barrières thermiques, la résistance à l'usure, à la corrosion et/ou l'érosion, les applications électriques, les prothèses humaines … La projection plasma est aussi utilisée pour la restauration des pièces fonctionnelles usées ou endommagées.

Dans le procédé de projection plasma, il est possible de distinguer quatre systèmes fonctionnels :

- La génération du jet plasma par la conversion de l'énergie électrique en énergie thermique
- L'injection de la poudre dans le jet ;
- L'écoulement du jet plasma et l'interaction avec le gaz environnant et avec la poudre
- L'élaboration du dépôt par empilement des lamelles sur le substrat.

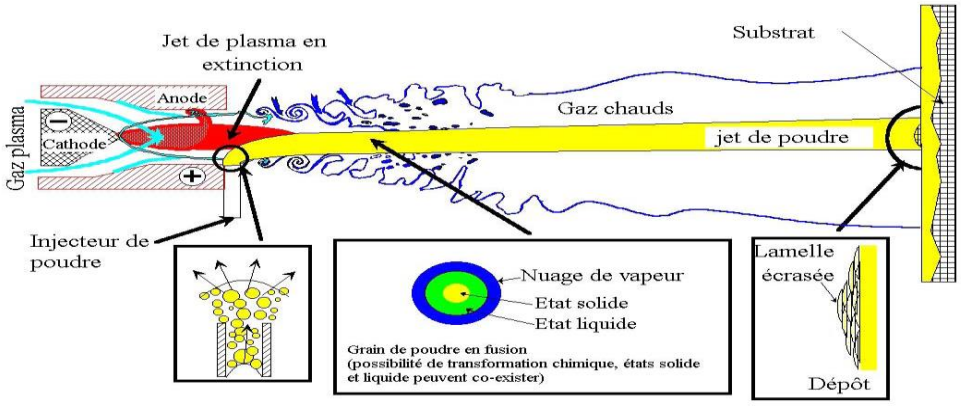


Figure 1.4 : Schéma De Principe De La Projection Par Plasma D'arc Et Ses Principaux Sous-Systèmes Fonctionnels [26]

La maîtrise de la qualité d'un dépôt réalisé par projection plasma passe par celle des différentes fonctions du procédé par le truchement de la microstructure qui est le résultat des paramètres liés à la particule (taille, vitesse, température, état de fusion,…), au substrat (température, rugosité, chimie de surface,…) et à la torche (puissance, débit et composition des gaz plasmagènes, ...). La complexité du procédé de projection plasma résulte de l'ordre de grandeur des températures et des vitesses rencontrées ainsi que des temps caractéristiques extrêmement faibles qui en résultent, comme le montrent les (Figure 1.5) et (Figure 1.6). En effet, selon sa vitesse d'injection, le temps de séjour d'une particule dans le jet de plasma est compris entre 0,1 ms et quelques millisecondes. La (Figure 1.6) récapitule les temps caractéristiques de la projection plasma conventionnelle qui varient de la microseconde pour l'impact d'une particule à plusieurs secondes, voire plusieurs heures pour la construction du dépôt [23, 26], selon la taille de la surface à traiter qui peut varier de quelques centimètres carrés à quelques dizaines de mètres carrés.

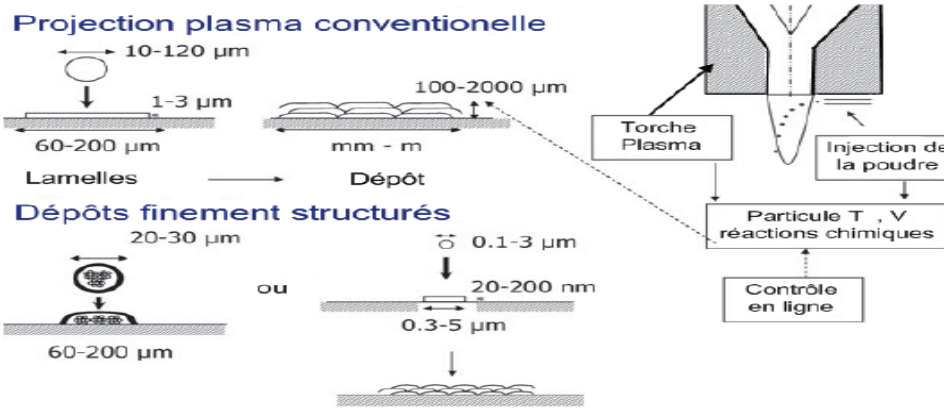


Figure 1.5 : Principe De Formation De Dépôt Par Projection Plasma [26]

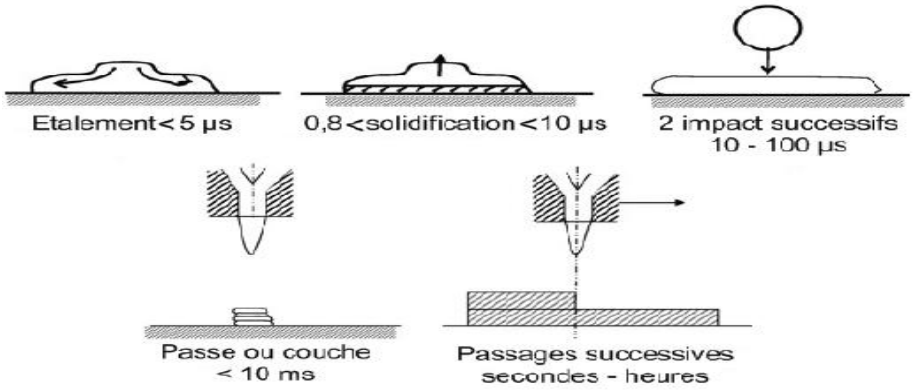


Figure 1.6 : Ordre Des Echelles De Temps Lors De La Formation Du Dépôt Par Projection [26]

1.2.3.2 Fonctionnement d'une torche plasma d'arc soufflé

Les principes gouvernant le fonctionnement des torches plasma d'arc soufflé et la génération de plasma à l'aide d'une source électrique à courant continu (direct curent d.c.a.) ont été étudiés par plusieurs auteurs [27,28 ,29]. Un arc électrique éclate entre la cathode, en tungstène thorié (thermo-émissive) de type tige, et l'anode en cuivre en forme de tuyère (Figure 1.7). Les caractéristiques de l'arc formé varient entre la cathode et l'anode et il peut être distingué trois zones : la colonne d'arc séparant la zone cathodique et la zone anodique [30].

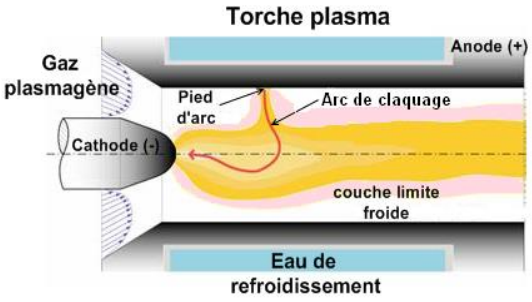


Figure 1.7 : Eclatement D'un Arc Entre La Cathode Et Anode Et Génération Du Jet Plasma [93]

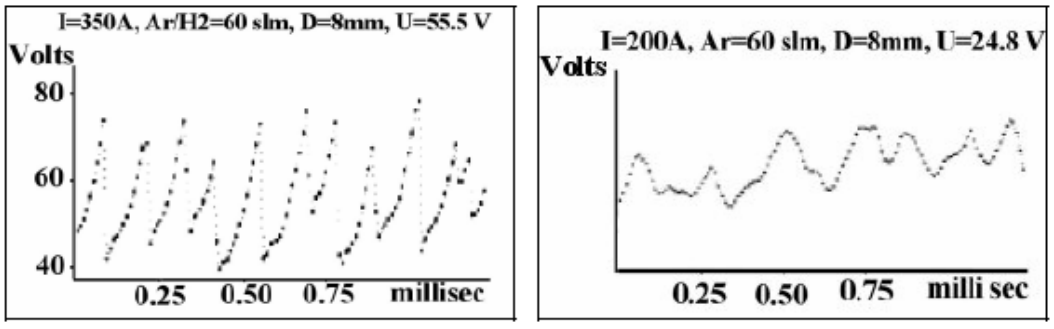
Les électrons sont émis à partir d'une tache cathodique en fusion de quelques dixièmes de mm². La zone cathodique est composée de la zone de charge d'espace positive, de la région d'ionisation (de quelques micromètres d'épaisseur) et des couche limites thermiques et dynamiques (de quelques dixièmes de mm) permettant la transition avec la colonne d'arc. Un jet cathodique est donc généré ; il pompe une partie du gaz plasmagène dans le jet en développement. Un écoulement laminaire et une expansion de l'arc généré à la cathode créent la colonne d'arc qui s'attache à l'anode. La forme de la colonne d'arc dépend de la géométrie de cathode (donc de la tache cathodique) ainsi que de la nature, du mode d'injection et du débit massique des gaz plasmagènes ainsi que du diamètre de l'anode tuyère. Malgré le pompage d'une partie des gaz plasmagènes près de la cathode, l'épaisseur de la couche de gaz froide reste importante. La turbulence se développe à l'interface du jet cathodique-gaz froid jusqu'à la zone d'accrochage anodique favorisant le mélange entre les deux. Ces phénomènes conduisent à la création de perturbations qui provoquent des oscillations transversales dans la colonne plasma et son accrochage sous forme d'une petite colonne de connexion.

L'arc s'accroche à la paroi de l'anode sous forme d'une boucle d'arc (pied d'arc) (Figure 1.8). Cette boucle est soumise à des forces hydrodynamiques (force de traînée), électromagnétiques (force de Lorentz) et des effets thermiques. Ceci se traduit par un

allongement de la petite colonne de connexion de l'arc et par une augmentation de tension aux bornes de celle-ci, le pied d'arc restant normalement fixe. Lorsque cette tension atteint la tension de disruption dans la couche limite froide un claquage se produit qui créé un nouveau pied d'arc en amont ou en aval du pied d'arc précédent. Le courant d'arc, le diamètre d'anode et la nature du gaz plasmagène, influencent l'épaisseur de la couche limite froide autour de la colonne d'arc dans la zone d'accrochage anodique, et ils sont considérés comme les facteurs principaux de ces phénomènes de claquage. Deux cas ont été observés dans les travaux précédents [31,32, 33]:

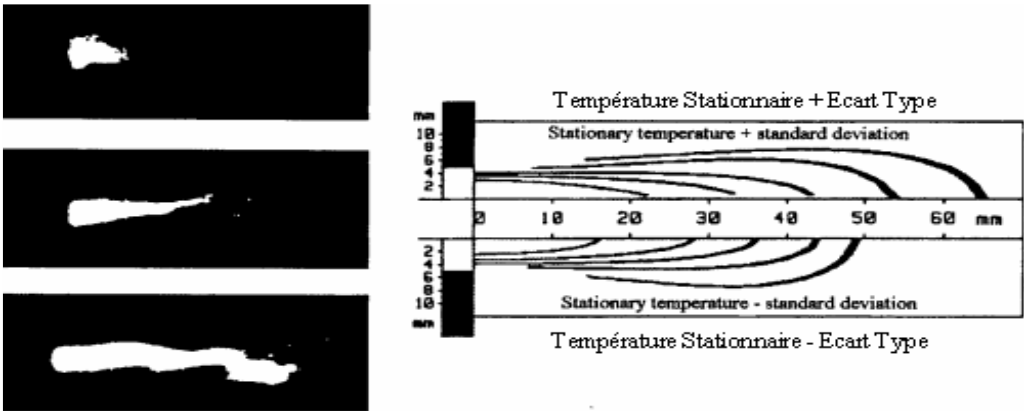
- le phénomène de 'restrike' [34] : avec les gaz plasmagènes diatomiques (Ar-H2, N2,…). L'élongation de la colonne de connexion est suivie par la création d'un nouveau pied d'arc accompagné d'une chute de tension (Figure 1–8 a).
- le phénomène de 'takeover mode' : avec les gaz plasmagènes monoatomiques (Ar, Ar-He,…). Il s'agit de la coexistence de deux pieds d'arc avec extinction progressive de l'un et Augmentation progressive de l'intensité de courant dans l'autre (Figure I.8 b).

Ce mouvement du pied d'arc sur l'anode, donne un caractère aléatoire au procédé de projection (Figure I.9). Les fluctuations de tension et de puissance (le courant est constant), à des fréquences de 2 à 20kHz, entraînent des variations de la longueur et du diamètre du jet de plasma en sortie de tuyère [33, 34]. Pour une fluctuation de tension de 15%, des variations de 8.5% pour la température (30% pour l'enthalpie) et de 10% pour la vitesse ont été mesurées pour un plasma de Ar-H2; cela par conséquent influence la vitesse et la température des particules.



(a) (b)

Figure 1.8 : Tension En Fonction De Temps Dans Les Modes Restrike Dans Un Jet Plasma d'Ar-H2 (a) Et Mode Takeover. Dans Jet Plasma d'Ar (b). [31,32, 33]



(a) (b)

Figure 1.9: Images du jet plasma mettant en évidence les fluctuations (a). Tracé des Isothermes Montrant les écarts types liés aux fluctuations du jet plasma (b) [31,32, 33]

1.2.3.3 Caractéristiques de jets plasmas

Les plasmas thermiques se forment seulement si la fraction molaire électronique (xe) Des gaz plasmagène est supérieure à 0,01. Cette valeur peut être obtenue aux températures de 8000 K pour Ar, N2, O2, H2 et 13000 K pour He. Au dessous de ces températures la conductivité électrique des gaz est très faible (Figure 1.10a) [35,36]. Aprè s la dissociation (de 3000 à 5000 K pour H2 et O2, et de 6000 à 8000 K pour N2) ou l'ionisation (de 8000 à 16000 K pour Ar, H, N et O, et de 12000 à 26000 K pour He), l'enthalpie et la vitesse du plasma augmentent considérablement. Ainsi, la chaleur spécifique (cp) et la conductivité thermique (κ) du gaz plasmagène qui sont fonction de cp approchent leurs valeurs maximales pour une pression constante [37]. H2 et He ont respectivement les valeurs les plus élevées de κ aux températures 3000 et 12000 K. Ces gaz sont donc souvent utilisés pour améliorer le transfert de chaleur plasma-particules (Figure 1.10b). La vitesse du jet plasma est principalement contrôlée par la masse molaire des gaz. L'argon, possédant une masse molaire importante, est le gaz plasmagène le plus utilisé. La viscosité du jet plasma peut être décrite par la relation simplifiée suivante :

$$\mu = \frac{2}{3\sqrt{\pi}} \frac{\sqrt{mkT}}{\sigma_0} \qquad (1.1)$$

Avec

m: masses molaires des gaz formant le plasma (kg)
K: constant de Boltzmann ($1{,}38.10^{-23}$ m^2 kg s^{-2} K^{-1})

T: température des gaz plasmagènes K

σ_0: section efficace (total scattering cross section) (m^2)

Pour un gaz (ou un mélange des gaz), la viscosité augmente initialement jusqu'à la Température d'ionisation. Après l'ionisation, la viscosité diminue quand la température augmente à cause de l'accroissement du libre parcours moyen des collisions entre les espèces excitées (Figure 1.10 c).

Plusieurs auteurs ont essayé d'effectuer la mesure des distributions de températures et de vitesses des jets plasmas. Pour les mesures de température, les techniques les plus exploitées sont : la spectroscopie d'émission [38], la sonde enthalpique couplé avec un spectromètre de masse [39], la diffraction Rayleigh [40] et la Coherent Anti-Stokes Raman spectroscopie [41] pour T < 8000 K. Pour mesurer la vitesse dans le cœur du jet, les méthodes optiques basées sur la propagation des fluctuations de lumière du plasma ont été utilisées [33,38]. Dans le panache du plasma les mesures de vitesse sont effectuées grâce à la sonde enthalpie couplée avec un spectromètre de masse [39].

Soit le gaz plasmagène, des températures entre 8000 et 14000 K (Figure 1.11), des vitesses de 600 à 2000 ms^{-1} (pour gaz plasmagène : Ar-H2 45:15 $Nl.min^{-1}$, diamètre interne d'anode : 7mm) et des flux de chaleur de l'ordre de 1010 Wm^{-2}. Dans le jet les gradients thermiques ainsi que les gradients de température et de vitesse (respectivement environ 107 $K.m^{-1}$ et 5.105 s^{-1}) sont renforcés par la fluctuation du pied d'arc [40,41].

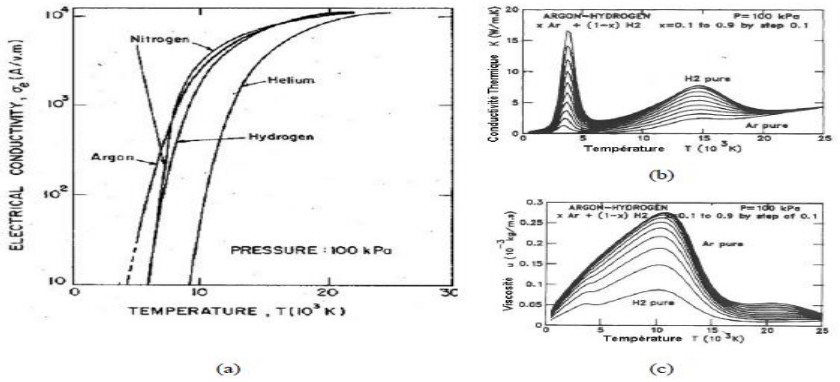


Figure 1.10 : Caractéristiques des gaz plasmagènes en fonction de la tempéra conductivité électrique (a), conductivité thermique (b) et viscosité (c) [40,41].

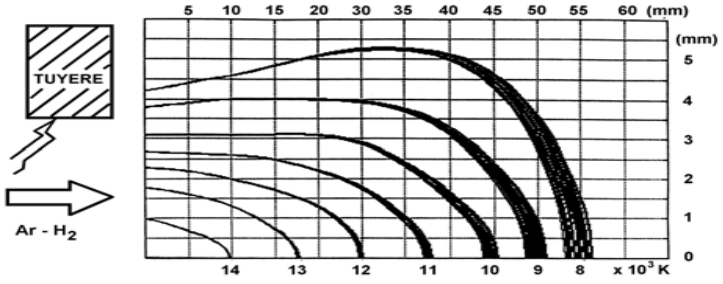


Figure 1.11 : Isothermes pour un mélange Ar-H2 (45:15 $Nl.min^{-1}$) dans l'air [40,41].

1.3 Traitement des particules dans le plasma

1.3. 1 Injection et co-injection des particules dans le plasma

Lors de la projection plasma, le matériau projeté sous forme de poudre est injecté localement dans le plasma par un ou plusieurs injecteurs métalliques, le transport des particules étant assuré par un gaz porteur (usuellement de l'argon). Les injecteurs sont, le plus couramment, perpendiculaires à l'axe de la torche [42,43]. Leurs diamètres internes varient entre 1,2 mm et 2 mm afin de limiter la dispersion du jet de poudre. La position de la sortie d'injecteur par rapport à la sortie de tuyère et à l'axe de la torche est un paramètre majeur car elle va définir (avec le débit de gaz porteur) la trajectoire du jet de poudre et donc le traitement thermique des particules par le plasma. Les différentes trajectoires des particules sont essentiellement dues à leur distribution granulométrique et à leurs masses spécifiques (la quantité de mouvement donnée à chaque particule est différente) ainsi qu'aux collisions avec la paroi de l'injecteur et entre elles [43,39]. Cela induit des variations importantes en quantité de mouvement des particules dans le plasma, entraînant des trajectoires divergentes en sortie d'injecteur et donc un traitement thermique également différent. Cette divergence est d'autant plus marquée pour les particules fines, de taille inférieure à 20 microns [43], et légères (alumine par exemple) [39]. Les plasmas étant des fluides très visqueux, le débit du gaz porteur doit être ajusté de façon à adapter la quantité de mouvement des particules en

sortie de l'injecteur et ainsi assurer leur pénétration dans le plasma. Ce débit dépend des caractéristiques de la poudre (masse volumique, répartition granulométrique, morphologie des particules), de celles de l'injecteur (diamètre, position, angle avec l'axe de la torche) et de la puissance dissipée du plasma. Afin d'obtenir un rendement de projection maximal, il est nécessaire que la majorité des particules injectées voyage le long de la zone la plus chaude du plasma afin d'être complètement fondue. Le débit de gaz porteur doit être ainsi suffisant pour entraîner les particules au cœur du plasma sans toutefois les faire traverser le dard trop rapidement. Plus les particules injectées sont petites, plus elles doivent être injectées avec une vitesse élevée. L'injection d'une poudre constituée de deux matériaux différents (densité, granulométrie, morphologie, …) peut donner lieu à une ségrégation des particules dans le plasma, induisant des hétérogénéités de composition dans le dépôt [41]. Ce problème peut être résolu par l'utilisation de deux injecteurs séparés (co-injection). Suivant la position des injecteurs et de la nature du matériau projeté, les particules présenteront différentes trajectoires [33], d'où la nécessité de maîtriser les paramètres d'injection afin d'obtenir la microstructure de dépôt voulue.

1.4. Interactions plasma-particules

Les études numériques et expérimentales effectuées montrent que les interactions entres les particules dans le plasma sont négligeables [42] sauf dans le cas de surcharge ou 'dense landing' [43] ce qui en projection classique, suivant la taille des particules correspond à des débits masse de poudre entre 4 et 8 $kg.h^{-1}$; les transferts plasma/particules restent toujours les phénomènes plus importants et nous ne nous intéressons qu'à eux.

La qualité d'un dépôt dépend essentiellement de l'état de fusion et de la vitesse des particules au moment de leur impact sur le substrat. Le plasma doit donc fournir aux particules injectées les quantités de chaleur et de mouvement nécessaires à leur fusion et à leur accélération [44].

Les transferts de ces quantités, entre le plasma et les particules, contrôlent les trajectoires de ces dernières et leur état de fusion. Engelke [45] a proposé une relation simplifiée (Équation 1-2) liant l'état de la fusion des particules par le jet et les paramètres caractérisant la torche à plasma.

$$\frac{L(\bar{k}.\Delta T)^2}{V_f \mu} > \frac{(Q_l.d)^2}{16\rho} \qquad \text{(I.2)}$$

L'Équation (1-2) montre que l'état de fusion des particules est fonction de temps de séjour des particules dans le jet plasma, des températures rencontrées ainsi que de la conductivité thermique moyenne du plasma. Ces valeurs dépendent elles-mêmes de la nature des gaz plasmagènes et de l'enthalpie fournie au plasma. Récemment, d'autres auteurs ont abouti aux mêmes conclusions [46,47]. La nature et les propriétés des gaz dans la couche limite entourant chaque particule, gouvernent notamment les transferts de chaleur et de quantité de mouvement entre le jet plasma et les particules. La couche limite est très complexe du fait de la présence de particules élémentaires chargées et du gradient thermique entre l'enveloppe gazeuse et la surface de la particule. Cette couche peut présenter de fortes déviations par rapport à l'équilibre chimique et cinétique modifiant les transferts plasma particules.

Le transfert thermique plasma-particule est principalement dû aux mécanismes suivants [48,49]: la conduction et la convection thermique dans la couche limite, le bombardement électronique, l'absorption de rayonnement et les réactions chimiques. En l'absence de réaction chimique, c'est le chauffage par conduction-convection dans la couche limite qui joue le rôle principal et les effets de Rayonnement sont négligeables [50]. Cependant, ces mécanismes peuvent être perturbés par l'évaporation, la charge électrostatique des particules, l'effet de raréfaction et l'état de la couche limite thermique.

Les flux thermiques importants (>108 $W.m^{-2}$) du jet peuvent conduire à une vaporisation des particules [51]. Ce transfert de masse modifie le transfert thermique aux particules, en absorbant, dans la couche limite, une partie du flux thermique et contribue au refroidissement du jet [52]. L'évaporation des particules se traduit également par une diminution du rendement de dépôt, et peut induire des défauts de microstructure lorsque les vapeurs se recondensent à la surface du dépôt en formation, par exemple sous la forme d'inclusions sub-microniques [53]. Le phénomène de conduction thermique interne dans les grains, pour part κ >0.03 (le rapport des conductivités thermiques moyennes du plasma κ à celle de la particule part κ), peut se traduire par une surface atteignant la température d'évaporation et même d'ébullition alors que le centre de la particule est toujours solide. Ce phénomène est notamment important pour les matériaux réfractaires (mauvais conducteurs de la chaleur) comme les matériaux céramiques qui nécessitent un meilleur transfert de chaleur du plasma à la particule. Ceci peut être obtenu en ajoutant de l'hydrogène ou de l'hélium au gaz plasma. Le mode de fabrication des poudres à projeter rentre aussi en compte dans l'efficacité du transfert thermique. La propagation de chaleur est plus importante pour les poudres peu denses (fabriquées par agglomération par exemple) que pour les poudres denses. Les transferts de quantité de mouvement, les forces qui contrôlent la trajectoire des particules dans le jet de plasma sont les suivantes [54] :

- la force de traînée visqueuse est la force la plus importante. Elle varie en fonction de l'évaporation de la particule et des effets de non-continuité dans la couche limite. Lors de la variation de l'état de la couche limite entourant la particule, le terme de Basset intervient et ne représente pas plus de 10% de la force de traînée,
- la force de masse ajoutée est liée au volume du fluide déplacé par la particule,
- la force de thesmophores est liée aux gradients de température dans la couche limite induisant des gradients de concentration,
- la force de gravité

En général ces dernières trois forces sont négligeables devant la force de traînée. Ces forces peuvent être modifiées dans le jet de plasma par le gradient thermique important dans la couche limite, la charge électrostatique de la particule, son évaporation, la morphologie des poudres et la turbulence du jet. Cette dernière, qui se traduit par des tourbillons orientés de manière aléatoire, entraîne pour les petites particules (< 20 μm), une déviation de leur trajectoire [55].

1.5 Adhésion des revêtements sur substrat rugueux

1.5.1 Introduction à la théorie de l'adhésion

L'adhésion est une notion difficile à définir mais Wu [56] en propose tout de même une définition : « L'adhésion se réfère à l'état dans lequel deux organismes distincts sont maintenus ensemble par un contact interfacial intime comme des forces mécaniques ou un travail transféré jusqu'à l'interface ». Les forces interfaciales peuvent résulter des liaisons de Van Der Waals, des liaisons chimiques ou électrostatiques. Historiquement, l'ancrage mécanique, la diffusion et les théories de réaction d'adsorption à la surface ont fait l'objet de postulats durant de nombreuses années. Ces théories ont récemment été établies pour les mécanismes de liaisons adhésives. Toujours selon Wu [56], il est faux d'attribuer l'adhésion d'un système à un seul mécanisme. En réalité, une combinaison de plusieurs mécanismes a lieu à des échelles parfois différentes. Par exemple, si l'ancrage mécanique agit au niveau microscopique, la diffusion se produit à l'échelle atomique. Le paramètre microscopique déterminant dans l'ancrage mécanique est la surface de contact à l'interface entre les deux parties du système. On parle alors de surface spécifique, c'est-à-dire de surface apparente. La rugosité de la surface est le moyen par lequel l'ancrage mécanique est favorisé [57].

Les mécanismes d'adhésion particule-particule ou particule-substrat font l'objet d'un certain engouement [58] et suscitent encore de multiples interrogations. Les principales hypothèses avancées pour expliquer l'adhésion relèvent des mécanismes mécaniques [59] ou de diffusion à l'état solide ou liquide [60].

1.5.2.1 Ancrage mécanique

Développée par Mac Bain en 1926, la théorie de l'ancrage mécanique s'explique par la pénétration de la matière dans les cavités ou les porosités de la surface d'un substrat. La matière en contact pénètre dans les rugosités de la surface et forme des liaisons dites mécaniques. Cette contribution, issue de l'ancrage mécanique, est bénéfique pour l'adhérence. En fonction de la morphologie et des dimensions des rugosités, l'ancrage mécanique est différent [61]. Une région de transition plus ou moins épaisse , aussi appelée interface, peut alors se créer. Les liaisons sont généralement plus fortes sur des surfaces rugueuses que sur des surfaces lisses sans aucune rugosité. L'augmentation de l'adhérence de la surface est due à plusieurs facteurs : (1) l'ancrage mécanique, (2) la formation d'une surface propre, (3) la formation d'une surface activée et (4) l'augmentation de la surface de contact. Les changements physiques et les propriétés

chimiques de la surface sont responsables de l'augmentation de la force d'adhésion [62]. Cependant, il reste complexe d'attribuer à l'ancrage mécanique la seule responsabilité des liaisons plus élevées qui pourraient s'expliquer par d'autres mécanismes lors de l'augmentation de la surface de contact (Figure 1.12). D'ailleurs, une étude liant intensité et durabilité des liaisons par l'augmentation de la rugosité de surface, menée par Allen , a montré que la rugosité pouvait abaisser l'adhérence mécanique.

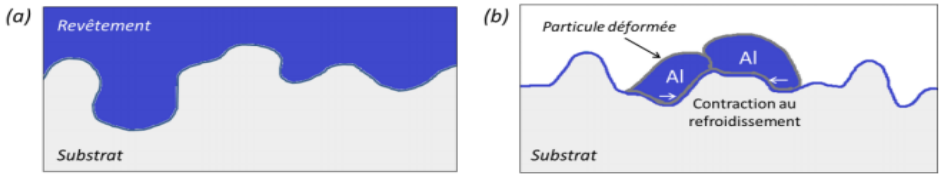


Figure 1.12 : Illustration de L'accrochage Mécanique Du Fait (b) de la Morphologie du Substrat et (a) des Déformations Plastiques de La Particule et du Substrat [62].

1.5.2.2 Théorie de la diffusion

La théorie de la diffusion relie linéairement le flux de diffusion au gradient de concentration. Elle fait intervenir un coefficient de diffusion qui évolue suivant la température, la pression isostatique et la mise en contrainte à l'interface. La diffusion sous contrainte par déformation plastique, pour le cas du cold spray, conduit à l'élévation de la vitesse de diffusion .

Les travaux de Serge Guetta [60], notamment, ont mis en évidence les phénomènes de diffusion dans le procédé cold spray. En effet, lorsque la particule est en contact avec le substrat, outre l'accrochage mécanique annoncé, une diffusion atomique a lieu. Dans le processus de projection dynamique par gaz froid, les particules arrivent à la surface de la cible à l'état solide. Néanmoins, l'énergie libérée due aux vitesses élevées atteintes par les particules, permet éventuellement une fusion locale à l'impact. Une élévation de la température est alors mesurée [63] et conduit à considérer une diffusion en phase liquide. La présence d'une zone de transition ou d'interface plus ou moins épaisse entre les deux matériaux à assembler est synonyme de diffusion dans le matériau. Fondée sur la loi de Fick, la diffusion peut s'effectuer à l'état solide comme à l'état liquide. Dans les deux cas, le facteur temps joue un rôle et la diffusion est thermodynamiquement activée.

1.5.2.3 Liaisons atomiques ou moléculaires

Ce type de liaison se produit lorsque le contact entre deux surfaces est suffisamment intime (< 0,5 nm) [64]. On parle alors de liaisons physiques ou chimiques. La nature physique des liaisons implique des liaisons intermoléculaires caractérisées par une faible

énergie (< 50 kJ. mol^{-1}) [61]. Quant à la nature chimique des liaisons, il s'agit d'une liaison interatomique – à l'échelle de l'atome. Considérées comme des liaisons fortes, elles se présentent sous trois types : ionique, covalente ou métallurgique. Les deux premières ont des énergies bien plus élevées (de l'ordre de 1000 kJ. mol^{-1}) alors que la dernière présente une énergie plus faible (entre 110 et 260 kJ.mol^{-1}).

1.6 Préparation de surface, rugosité et adhésion

La préparation ou le traitement de surface consiste à modifier cette dernière par un simple nettoyage ou par voie chimique et/ou physique. Dans le cas de surfaces métalliques, on retrouve typiquement des couches d'oxydes rendant la surface polaire, c'est-à-dire chargée électriquement. La préparation de surface des métaux est destinée à améliorer leurs liaisons mécaniques, par exemple lorsqu'elles sont exposées à l'humidité [57]. Les raisons principales amenant à préparer la surface sont : (1) prévenir la formation d'une couche fragile superficielle, (2) créer une topographie particulière à la surface du substrat et (3) optimiser les forces d'adhésion à l'interface.

1.6.1 Modification morphologique de la surface par abrasion

Si des traitements par voie chimique permettent d'accroître l'énergie de surface du substrat, un traitement mécanique par abrasion est meilleur car il fournit une surface dépourvue de sa couche d'oxyde et confère une certaine rugosité qui augmente la surface de contact du substrat. Généralement, les surfaces rugueuses abrasées forment des liaisons plus fortes que les surfaces polies en raison de leur plus grande surface de contact [57]. La modification morphologique de la surface du substrat par sablage illustre parfaitement ce phénomène. Cette préparation du substrat permet de créer des rugosités qui favorisent l'adhésion des particules projetées à sa surface [65] [66].

1.6.2 Structuration de surface par laser

Contrairement à la préparation de surface par sablage, la surface texturée par laser permet la formation de rugosités dont les dimensions et l'espacement peuvent être maîtrisées. De plus, cette technique limite la génération de contraintes résiduelles dans le matériau en restreignant ce phénomène à la périphérie des rugosités. L'ancrage mécanique, régissant pour partie l'adhésion, a été particulièrement mis en évidence et a permis de justifier son intérêt pour l'élaboration de revêtements par projection plasma [67] et cold spray [68].

1.7 Quantification de l'adhérence des revêtements

Une centaine d'essais existent et permettent de déterminer l'adhérence d'un revêtement sur son substrat. On peut classer les différents dispositifs suivant quatre catégories [61] [69] [70]:

- Les essais de rupture interfaciale : ils mesurent l'énergie nécessaire à la propagation d'une fissure interfaciale. Par exemple le pelage [71] et l'indentation interfaciale [72] ;
- Les méthodes directes : la contrainte d'adhérence appliquée permet la décohésion du revêtement. On y retrouve les essais de traction [73] ou de cisaillement [74] ;
- Les méthodes indirectes : ils induisent un champ de contraintes complexes dans les matériaux et nécessitent la simulation numérique des phénomènes de l'essai pour l'obtention d'une valeur d'adhérence (contrainte ou énergie). Les essais de rayure [75] et de choc laser [76] font partie de ces méthodes ;
- Les méthodes non mécaniques :elles utilisent les ultrasons ou encore les émissions thermo-acoustiques [77] [78].

Choisir le bon essai pour déterminer l'adhérence du revêtement s'avère donc complexe et relève surtout du comportement du matériau à révéler. En effet, certains essais sont quasi-statiques quand d'autres sont dynamiques. Il est évident que la réponse du matériau sera différente. Quelques-uns de ces essais sont détaillés par la suite

1.7.1 Essai par choc laser lasat® (« laser shock adhesion testing »)

Son principe de sollicitation mécanique sur un temps extrêmement court est l'objet de nombreux ses d'études entreprises depuis plusieurs années [79] [80] [60] [76] [81]. Un laser de puissance est focalisé à la surface de l'échantillon et fournit une énergie durant un temps très court. Un plasma est généré sur une faible épaisseur du matériau. La détente de ce plasma engendre une pression qui provoque des ondes de compression dans le matériau pouvant atteindre la dizaine de GPa pour des flux de plusieurs $GW.cm^{-2}$. L'impact laser s'effectue sur la face non revêtue du substrat et engendre des effets mécaniques dans le matériau. En se réfléchissant sur la face arrière de l'échantillon (surface libre), l'onde de choc se détend et donne naissance à une traction dans le matériau. En fonction des conditions de choc et de la géométrie de l'échantillon, cette traction se localise à l'interface revêtement-substrat et y provoque une éventuelle fissuration. En mesurant la fissure générée et en lui associant la puissance laser, on caractérise le comportement sous sollicitation dynamique du système. Remonter à une valeur d'adhérence s'effectue grâce à

une simulation numérique de propagation d'onde où la contrainte à l'interface est déterminée.

1.7.2 Essai par plots collés

Deux plots sont utilisés pour cet essai, un plot fixé sur le revêtement, l'autre (contre-plot) sur le substrat par un adhésif, généralement à l'aide d'une colle polymère. Une force de traction croissante de même module est appliquée sur chacun des plots jusqu'à obtenir une décohésion du revêtement (Figure 1.13).

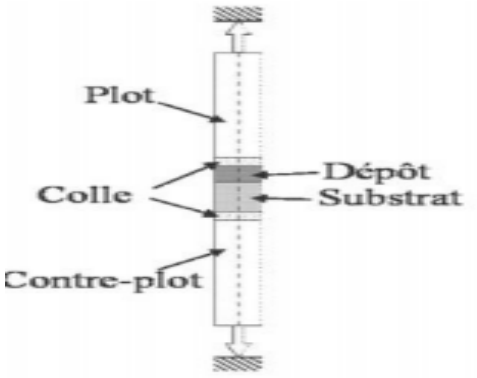


Figure 1.13 : Principe De L'essai D'adhérence Par Plot-Collé [81].

Selon le niveau d'adhérence du revêtement, une décohésion peut se produire dans le revêtement ou à l'interface revêtement-substrat. La contrainte appliquée conduit à évaluer l'adhérence du revêtement. Cet essai est normalisé (NF EN 582 – ASTM C633) et est industriellement très utilisé mais présente des inconvénients non négligeables [76] [82] :

- L'alignement entre les deux plots doit être parfait afin d'obtenir un chargement uniforme le long de l'interface ;
- La pénétration de la colle dans les porosités du revêtement peut affecter les caractéristiques de l'interface ;
- La colle limite l'essai car, lorsque le seuil d'adhérence de celle -ci est atteint, la rupture se produit et la valeur d'adhérence du revêtement n'est alors pas mesurable ;
- La dispersion de l'essai est élevée et nécessite un grand nombre d'éprouvettes
- La mise en œuvre de l'essai est lourde et non automatisable.

1.8 Construction d'un dépôt projeté plasma

Un dépôt plasma est constitué par l'empilement de lamelles issues de l'étalement et de la solidification rapide des particules de poudre fondues et accélérées par le plasma. L'étalement des particules sur le substrat et sur les lamelles précédentes est l'une des étapes les plus importantes de la projection plasma. La morphologie de la lamelle (couramment appelée « splat » en anglais) est déterminante pour la qualité (adhérence et autres propriétés)

du dépôt. La manière dont les gouttelettes s'étalent et se solidifient influe notamment sur la porosité du dépôt et sur la rugosité finale du dépôt. Les lamelles ont des épaisseurs comprises entre 1 et quelques microns et des diamètres variant entre 50 et 100 µm. La structure des dépôts dépend donc des paramètres des particules à l'impact (vitesse, température, taille) mais également des paramètres liés au substrat (nature, rugosité, température de préchauffage, chimie de surface). Cet empilement confère aux dépôts une structure lamellaire particulière anisotrope et Hétérogène de lamelles individuelles. Ce mode de construction génère des défauts : pores, fissurations inter lamellaires (macro fissuration), fissures intra lamellaires (microfissuration), zones de contact plus ou moins parfaites aux interfaces lamelle-lamelle et lamelle-substrat, rugosité de surface, dont la présence peut être préjudiciables aux propriétés d'usage. Lors de la projection en atmosphère réactive, des phases (oxydes, nitrures,…), créées in situ au cours de la projection, Cette microstructure lamellaire est représentée schématiquement en (Figure 1.14)

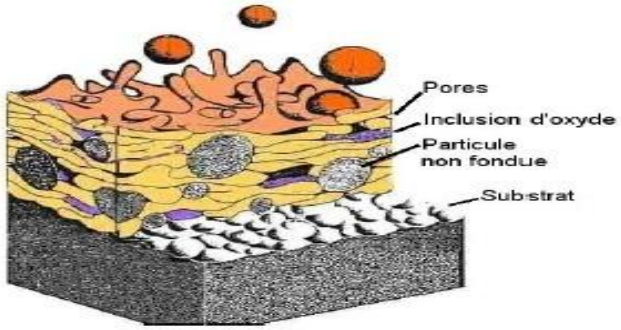


Figure 1.14: Représentation Schématique de L'empilement des Lamelles Lord La Projection Plasma d'après [26]

1.9 Détermination des contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles sont par définition les contraintes qui existent dans une pièce mécanique en l'absence de toute sollicitation extérieure. Leur origine est variée : elles peuvent être le résultat d'un traitement mécanique, thermique ou chimique. A l'échelle de la pièce, leur somme est nulle pour garder l'équilibre mécanique. Dans les revêtements, ces contraintes sont l'une des caractéristiques les plus importantes. Elles peuvent affecter de façon catastrophique la qualité de l'adhérence [83], la résistance à la fissuration, la résistance aux chocs thermiques, la durée de vie sous cyclage thermique, la résistance à l'érosion ...Pour évaluer ces contraintes résiduelles, il existe deux grandes catégories de méthodes expérimentales :

- Les méthodes non destructives
- Les méthodes destructives.

1.9.1 Genèse des contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles dans les revêtements projetés thermiquement sont principalement le résultat de l'accumulation des contraintes générées par chacune des particules projetées. Elles peuvent se présenter sous forme de contraintes de traction ou de compression. La présence de ces contraintes résiduelles peut influencer les performances d'un revêtement suivant l'application pour laquelle il est destiné.

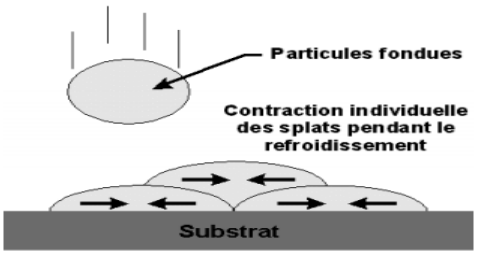


Figure 1.15 : Formation des Contraintes Résiduelles de Traction [84]

Les contraintes résiduelles de traction sont le résultat de la contraction individuelle des particules (rétrécissement) pendant le refroidissement (figure 1.15). Ce rétrécissement est d'autant plus apparent quand les particules sont déposées dans un état fondu. On observe plus aisément les contraintes résiduelles quand le revêtement est projeté sur un panneau mince et plat. Un revêtement en traction fléchira le panneau en direction de la torche de projection, et il aura une forme finale concave. Quand ces revêtements sont projetés sur des substrats rigides épais, le substrat ne se fléchit pas et des contraintes élevées sont présentes dans le revêtement et à l'interface substrat/revêtement. Les matériaux avec un coefficient de dilatation thermique élevé se rétréciront davantage que ceux avec un bas coefficient, produisant de ce fait des niveaux plus élevés de contraintes. Les contraintes de traction élevées peuvent également provoquer des fissures si le niveau de contraintes excède la résistance à la traction du revêtement.

Les contraintes résiduelles de compression sont le résultat de l'impact de particules solides ou semi-solides avec le substrat (figure 1.16). Les contraintes de compression sont produites par écrouissage (effet de grenaillage) car les particules non-fondues heurtant la surface déplacent le matériau dans la zone impactée. Des particules plus froides et donc plus solides produiront des niveaux plus élevés de contraintes résiduelles de compression, et un rendement de projection plus faible. Un revêtement avec des contraintes résiduelles compressives fléchira un panneau mince dans la direction opposée à la torche de projection, et le panneau aura une forme finale convexe. Les niveaux élevés de contraintes de compression peuvent également influencer l'adhérence entre le revêtement et le substrat et produire des contraintes de cisaillement à l'interface.

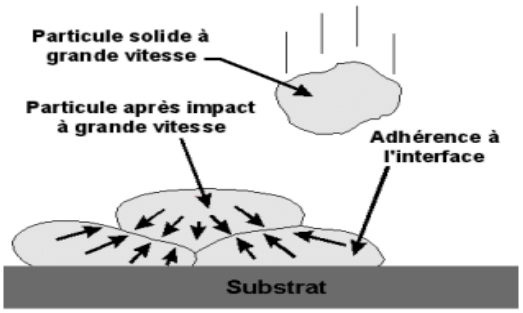


Figure 1.16 : Formation Des Contraintes Résiduelles De Compression [84]

Les contraintes résiduelles peuvent être évaluées en utilisant le test d'Almen ("Almen strip test) (figure 1.17). Le test d'Almen est employé pour mesurer le taux d'écrouissage dû au grenaillage. Cet essai est réalisé en prenant une bande mince d'acier à ressort à laquelle on fait subir un grenaillage. Ensuite, on mesure au centre de la bande la flèche résiduelle induite par ce traitement avant de projeter un revêtement d'épaisseur connu, et on remesure la flèche résiduelle. La différence entre les deux mesures quantifie le niveau de contraintes résiduelles. Plus la bande est fléchie plus le niveau de contraintes est élevé. L'inconvénient avec le test d'Almen est qu'il prend en compte la modification de résistance de l'acier due à la production de chaleur pendant la pulvérisation; ainsi la déformation de la bande est dépendante de la quantité de chaleur présente et donc de la température résultante de substrat. Cet essai peut être modifié pour les revêtements projetés thermiquement en utilisant un substrat qui n'est pas affecté par la chaleur, tel qu'un acier inoxydable austénitique ou un Inconel™, ou encore un acier recuit à basse teneur en carbone.

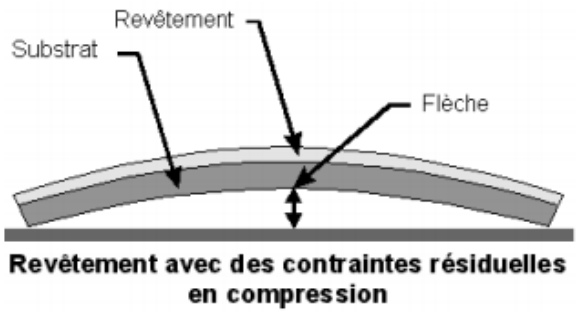


Figure 1.17: Test d'Almen ("Almen strip test") [84]

Les contraintes de cisaillement résultent toujours des autres contraintes résiduelles, qu'elles soient compressives ou de traction. Les contraintes de cisaillement sont des contraintes parallèles à l'interface substrat/revêtement (figure 1.18). Les contraintes de cisaillement peuvent également contribuer au délaminage de l'interface.

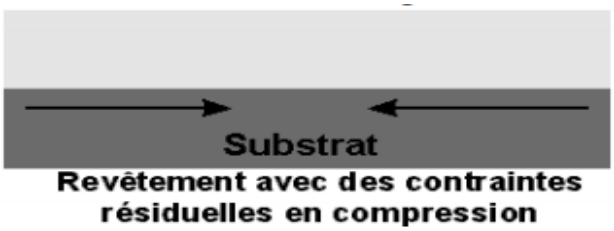


Figure 1.18 : Représentation Des Contraintes Résiduelles De Cisaillement [84]

La température du substrat pendant la projection a également un effet sur le taux de contraintes induit à l'interface et dans le revêtement lui-même. Considérons le cas d'un matériau ayant un fort taux de rétrécissement. S'il est déposé sur un substrat froid, quand le revêtement se contracte, il y aura un taux élevé de contraintes car le substrat lui n'a pas changé de dimensions. Si le substrat est préchauffé, alors il se dilate. Le revêtement étant appliqué lui aussi dans un état dilaté, pendant le refroidissement, substrat et revêtement se contractent en même temps diminuant ainsi les contraintes dans le dépôt.

I.9.2 Méthodes non destructives

Ces méthodes lient les propriétés physiques ou cristallographiques du matériau aux champs de contraintes résiduelles existants dans la pièce. Les méthodes les plus répandues sont au nombre de quatre :

- La méthode de diffraction des rayons X : En utilisant les plans atomiques comme jauges de déformation, cette méthode permet le calcul des contraintes résiduelles. En effet, la présence d'un champ de contraintes va se traduire par une variation des distances inter-réticulaires des plans cristallins.
- La méthode par diffraction de neutrons : similaire à celle des rayons X, elle permet un examen à des profondeurs plus importantes.
- La méthode par ultrasons : qui est fondée sur la mesure des changements de vitesses des ondes ultrasonores.
- La méthode de la perméabilité : qui met à profit la liaison entre la perméabilité magnétique effective du matériau et les contraintes appliquées.

I.9.3 Méthodes destructives

Ces méthodes consistent à détruire localement le champ de contraintes résiduelles. Les divers enlèvements de matière réalisés provoquent une réorganisation des contraintes. Ces méthodes sont dites de « relaxation ». Les méthodes les plus courantes sont les suivantes :

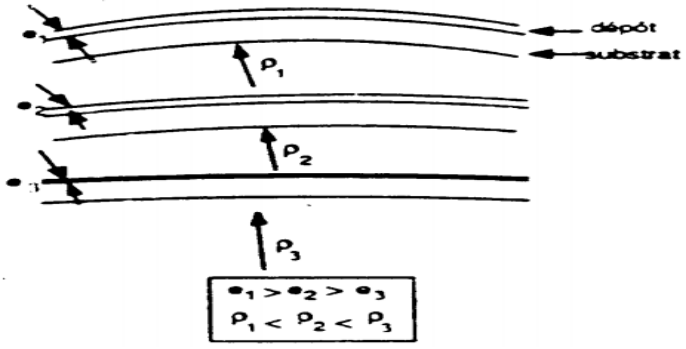


Figure 1.19 : Méthode de la Flèche : Variation du Rayon de Courbure d'une Lamelle [84].

- **La méthode de la flèche** ou dite par enlèvement successif de couches, pour les pièces planes : cette méthode repose sur enlèvement d'une fine épaisseur en surface. On peut ainsi mesurer la variation de la courbure de la pièce et remonter aux contraintes par un calcul de résistance des matériaux (RDM).
- **La méthode par trépanage** : elle consiste à isoler mécaniquement par une saignée circulaire un petit élément de volume dont on désire connaître l'état de contraintes.
- **La méthode du trou incrémental** : dans cette méthode, un trou est percé au centre d'une rosette de jauges d'extensomètres à trois directions. Le centre du trou est situé à l'endroit où l'on désire connaître les contraintes résiduelles. L'enlèvement de matière, et donc de contraintes résiduelles dans la pièce étudiée, entraîne un nouvel équilibre mécanique qui se traduit par des déformations mesurées dans les jauges. car elle a été utilisée pour déterminer les contraintes résiduelles d'un matériau testé dans cette étude. Ce choix s'est fait car cette méthode présente le double avantage d'être rapide et facile à mettre en œuvre.

1.10 Domain d'utilisation

Tous les secteurs d'activité sont aujourd'hui concernés par la projection thermique. Si la protection anticorrosion reste le cas d'application le plus fréquent, certains secteur comme l'automobile présentent des applications multiples parmi lesquelles on peut citer à titre d'exemple : soupapes, segment de piston, anneaux de synchroniseur, disque d'embrayage, cylindres, pompe, platines d'alternateurs, plaquettes de freins.

Les domaines d'application des dépôts projetée par plasma ne cessent de s'élargir avec la réalisation de multi-matériaux d'avenir tels que des dépôts métallique sur des pièces en polymères.

Projection plasma a débouché sur la sonde à oxygène des pots catalytiques.
Uniquement pour cette application, 130 tonne de spinelles ont été utilisées dans le monde en 1997. La technique de cette projection possède une panoplie très étendue de matériaux

d'apport, ce qui va lui permettre d'intervenir dans de nombreux cas d'application décrites dans les exemples suivants :

1.10.1 Protection contre la corrosion

Le terme de corrosion désigne l'ensemble des phénomènes physico-chimique qui altère la surface des pièces métallique placées dans des ambiances agressives. Quand il s'agit de protéger des métaux, et plus particulièrement les aciers, la projection thermique joue un rôle primordial.

- La corrosion sèche
- La corrosion humide

1.10.2 Corrosion sèche

Elle s'apparente à une attaque chimique et le plus souvent une oxydation0 la projection à chaud apporte des solutions, soit par application de dépôts d'alliages auto- fusibles du type (Ni, Cr, B, Si) qui sont étanches par opération de refusions, soit de dépôt rendus étanches après projection par des traitements thermique, mécanique, chimique, ou par application de peintures ou de résines

On peut citer, par exemple, le traitement thermique de couche d'aluminium sue acier qui, sous l'effet de la température (400°C), forment avec le fer des aluminure de fer ayant de très bonnes propriétés d'in oxydabilité

Des traitements mécaniques peuvent également densifier des revêtements de métaux relativement malléables : usinage de ces dépôts par tournage, moletage ou compactage par projection sur la surface des particules sphériques métalliques ou céramiques (verre, zircone, par exemple)

1.10.3 Corrosions humides

Dans ce cas, le milieu humide joue le rôle d'électrolyte et des différences de potentiel peuvent s'établir entre le métal et son oxyde, entre deux zones oxygénées différemment, ou plus simplement entre les différents métaux d'un assemblage. Il y a alors formation d'une pile et consommation de l'anode.

La parade à ce genre de corrosion consiste à déposer sur les surfaces métalliques à protéger des revêtements de métaux plus anodiques. Dans le cas de l'acier, le zinc et l'aluminium sont les plus utilisés ; un mélange des deux (85Zn-15Al) permet de bénéficier des avantages des deux métaux.

1.10.4 Protections contre l'usure

L'usure des surface des métalliques est la perte progressive du matériau à sa surface lorsqu'il est soumis au frottement. Elle est dommageable, sauf pendant le rodage et limite la durée de fonctionnement des machines.

L'usure d'un mécanisme ne ressort pas uniquement du rôle joué par la lubrification, la pression et la vitesse, mais relève aussi des nombreux autres facteurs tels que la technologie de l'ensemble et de chaque pièce prise séparément, de leur métallurgie et en particulier des traitements de surface, des leurs tolérances de fabrication et des conditions d'environnement climatique telles que la température, la corrosivité, l'humidité et l'abrasivité.

Le problème de l'usure est présent dans presque tous les montages mécaniques et les ressources de la projection thermique permettent souvent de trouver des solution à ce problème. Les revêtements sont choisis en tenant compte de leur nature, leur dureté et leurs qualités de surface brute de dépôt ou usinée. Le choix est fait surtout après avoir étudier la cause de l'usure.

1.10.5 Usure par frottement

Elle s'exerce sur deux pièces en contact et mouvement l'une par rapport à l'autre et peut se faire dans une ambiance lubrifiée ou non.

On la combat en choisissant :

- Des m'taux antagonistes ayant les plus faibles coefficients de frottement (utilisation du molybdène par exemple) ;
- Des matériaux durs (utilisation des carbures de tungstène ou des alliages auto-fusibles) ;
- Des matériaux qui allient les deux qualités déjà citées (utilisation d'oxyde de chrome

1.10.6 Usure par abrasion

Cette forme d'usure se produit quand le frottement se fait en présence de particule abrasive. Ce sont les matériaux dure qui combattent le mieux cette usure, tels que des céramique ou des alliages auto-fusibles chargés de carbures métalliques.

1.10.7 Usure par corrosion

Elle se manifeste sous l'effet d'un jet des particules entrainées à grande vitesse par un fluide liquide ou gazeux. Dans ce cas, il est possible que des matériaux très durs ou très tendres puissent une solution. Les matériaux très durs sont les même que ceux cités aux paragraphes précédant ; quant aux matériaux très tendres, on peut signaler par exemple le plob.

1.10.8 Usure par fretting

C'est l'usure provoquée à l'interface de deux pièces en contact par des vibrations de faible amplitude. La notion de fatigue de surface intervient et les revêtements susceptibles de convenir doivent présenter une bonne cohésion inter granulaire. Les alliages auto-fusibles (Ni, Cr, B, Si) ou (Co, Cr, B, Si) donnent de bons rasultas sur des montages peu sollicités. Dans le cas de sollicitations plus importantes, les carbures de tungstène avec matrice cobalt ou les carbures de chrome avec matrice nickel-chrome sont mieux adaptés.

1.10.9 Usure par adhésion

C'est le type d'usure le plus couramment rencontré. Elle est due au cisaillement par frottement des micros soudures ou jonction qui se forment entre deux aspérités en contact direct métal/métal. Lorsque les deux surfaces sont en mouvement relatif, l'énergie thermique dissipée par frottement, alliée aux très fortes pressions ponctuelles, suffit pour provoquer un écoulement plastique localise du métal et souder les aspérités en contact. Les deux surfaces dénudées adhérent, soit par solubilité et diffusion : on dit qu'il y a soudure chaude, soit par adsorption solide : c'est la soudure froide.

1.10.10 Application aéronautiques

Dans les moteurs à turbine d'avion, de nombreuses pièces font appel à la projection thermique en générale et à la projection par torche plasma en particulier comme :

- Les surfaces des aubes de turbine ;
- La chambre de combustion ;
- Les joints labyrinthes ;
- Les stators rotors de compresseurs ;
- Les fixations d'aubes ;
- Les chemins de roulement de volts

Conclusion

Cette étude bibliographique sur la formation des dépôts par projection plasma met en évidence leurs applications et leurs axes de développement. La réalisation d'un dépôt à partir d'une poudre montre clairement une forte interaction entre particules et substrat pendant l'étalement et la formation des lamelles et donc nécessite des méthodes plus puissantes, que soit expérimentales ou numériques qui permettrai le suivi d'interface particule-substrat en continu ; pour la bonne compréhension des phénomènes thermique et dynamique couplés lors de la formation des lamelles.

Dans ce travail, nos objectifs seront plus liés à la compréhension et au contrôle des mécanismes intervenant lors de l'étalement par simulation numérique ; nous attacherons à l'étude et à l'optimisation du précédé en étudiant le comportement thermomécanique des particules pendant l'étalement sur le substrat dans différentes conditions. Ces paramètres seront corrélés à la croissance des dépôts et à leurs propriétés.

Introduction

La simulation d'impact d'une goutte sur un substrat fait appel à la résolution de plusieurs équations qui couplent les aspects thermiques et dynamiques. Dans ce chapitre, nous allons décrire les équations et les méthodes numériques qui permettent de les résoudre. Des cas simple dont l'expression analytique est conne serviront à valider la résolution numérique. Actuellement, il existe deux approches pour le calcul numérique des écoulements multiphasiques: l'approche d'Eulérienne - et l'approche lagrangienne [85].

La majorité des problèmes impliquant une interaction fluide-structure avec un fort couplage entre l'écoulement et le déplacement de la structure sont connus par de grands déplacements des limites du domaine. Les régions proches de ces dernières se déplacent naturellement et sont discrétisées avec une approche lagrangienne. Cependant, l'approche eulérienne conventionnelle avec une référence fixe peut être utilisée pour modéliser les zones fluides situées à l'écart des frontières mobiles.

Dans l'approche Eulérienne, les bilans sur les phases sont effectués sur des repères fixes et les équations de conservation de la masse, de la quantité de mouvement et d'énergie sont écrites pour chacune des deux phases en présence. La fraction du volume occupé par chacune des deux phases est une des variables du système d'équations. On doit aussi définir des expressions qui décrivent l'échange aux interfaces en plus des conditions aux limites et initiales pour chacune des deux phases. La solution simultanée du système d'équations différentielles peut ensuite être effectuée, généralement par des méthodes numériques. Cette méthode présente l'avantage de pouvoir traiter un domaine très vaste de chargements de particules. Une des applications de ce type de modèle est d'ailleurs la simulation numérique du comportement de lits fluidisés hétérogènes [86]. Ils demandent cependant un temps de calcul très grand, car les systèmes discrets résultants doivent être résolus de façon implicite.

L'approche lagrangienne est différente par le fait que la phase particulaire ne peut occuper qu'une partie négligeable du volume. On découple alors les équations de conservation du fluide et les équations décrivant l'évolution individuelle de particules dans le fluide. Le couplage entre les deux phases se fait alors à travers des termes de sources, produits par l'échange entre la particule et un élément de volume du fluide lorsque la particule traverse celui-ci .par un algorithme itératif entre le calcul des champs d'écoulement et de température du fluide. Cette méthode donne une grande liberté sur la description des conditions d'injection des poudres dans le fluide et aussi sur la nature des poudres elles-mêmes tout en restant assez simple conceptuellement. Pour le cas du traitement de poudre

dans le plasma elle semble être la plus appropriée car les changements massiques sont à généralement faibles et qu'à cause de la présence de forts gradients,

2.1 Modèle simplifié pour les particules

2.1.1 Hypothèses

Pour représenter les transferts de chaleur, de masse et de quantité de mouvement entre le jet plasma et une particule isolée, il est considéré que :

- La particule est sphérique;
- Les fronts de fusion sont des surfaces avec une tension de surface négligeable ;
- La solidification éventuelle est traitée sans surfusion ;
- La couche limite qui entoure la particule est en équilibre thermodynamique local ;
- L'oxydation des matériaux métalliques n'est pas prise en compte ;
- Le milieu plasma est optiquement mince.

Le transfert thermique et de quantité de mouvement entre plasma et particule [30] dépend essentiellement du temps de séjour de la particule dans le plasma et de la nature des gaz constituants ce dernier (généralement Ar-H2 ou Ar-He) [87,88]. Une particule injectée dans un plasma est ainsi soumise à trois types d'interactions :

- un transfert de quantité de mouvement plasma/particules qui tend à accélérer les particules[30].
- un transfert de chaleur qui chauffe les particules et les porte jusqu'à l'état liquide ou vapeur [88,89,90].
- un transfert de masse, s'il y a réaction de surface des particules (oxydation, etc.), ou s'il y a évaporation des particules en vol.

La (Figure2.1) résume les paramètres et les phénomènes à prendre en compte pour étudier et modéliser le comportement d'une particule de matière dans un jet plasma. Dans ce paragraphe, sont étudiés la simulation du traitement thermique de la particule (transfert de chaleur et de masse) et son couplage au traitement dynamique (transfert de quantité de mouvement).

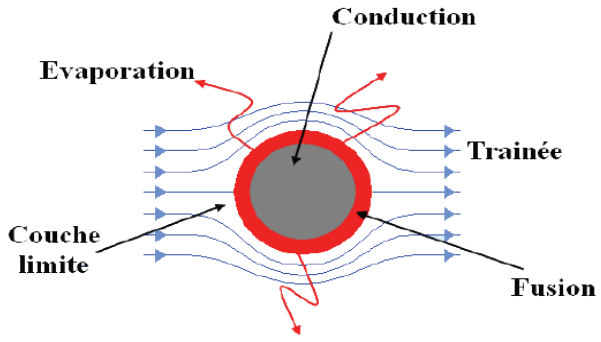


Figure 2.1 : Aspects Considérés dans le Traitement d'une Particule Injectée dans un Jet Plasma [26]

2.1.2 Transfert de chaleur

Considérons une particule solide de rayon R. La distribution de température dans la sphère peut être décrite par l'équation de continuité du flux d'énergie thermique, adaptée à sa géométrie sphérique [91] :

$$\rho_P C_P \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r^2}\frac{\partial}{\partial r}\left(r^2 K_p \frac{\partial T}{\partial r}\right) \tag{2.1}$$

Considérons les conditions aux limites, au centre de la particule (r = 0) la symétrie du domaine étudié permet d'écrire :

$$\frac{\partial T}{\partial r} = 0 \tag{2.2}$$

Tandis qu'en surface (r = R), le transfert de chaleur s'effectue par convection rayonnement [88] :

$$K_P \frac{\partial T}{\partial r} = h.(T_\infty - T_P) + \sigma(T_a^4 - T_P^4) \tag{2.3}$$

Le transfert de chaleur par rayonnement est effectif entre la particule et le milieu ambiant à la température T_a mais non avec le milieu plasma considéré comme optiquement mince.

h le coefficient de convection est calculé a partir de nombre de Nusselt [92]

$$Nu = \frac{hd_p}{\overline{K_g}} = 2.0 + 0.514\,\mathrm{Re}^{0.5} \tag{2.4}$$

Où $\overline{K}_g$ est la conductivité du plasma évaluée en valeur moyenne intégrale comme proposé par [93] :

$$\overline{K}_g(T) = \frac{1}{T - T_a}\int_{T_a}^{T} K_g(\theta)d\theta \tag{2.5}$$

2.1.2.1 Fusion

Quand la température de surface atteint la température de fusion du matériau, une phase liquide apparaît et sa distribution de température peut être décrite comme pour celle de la phase solide [91] :

$$\rho_l C_{Pl} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r^2}\frac{\partial}{\partial r}\left(r^2 K_l \frac{\partial T}{\partial r}\right) \tag{2.6}$$

A l'interface solide-liquide, la température est égale à la température de fusion T = T_f, la position du front de changement de phase solide-liquide est déterminée par la résolution du problème de Stefan. Il s'agit de la formulation mathématique la plus classique [91,94 ,95, 96], utilisée souvent comme référence pour les autres formulations [92,97]. Cette formulation de base suppose plusieurs hypothèses simplificatrices qui restent, pour la plupart, acceptables :

- Le transfert de chaleur est principalement conductif dans les deux phases solide et liquide, et la diffusion est isotrope ;
- La température de changement de phase d'un corps est une constante qui ne dépend que du corps lui-même ;
- L'interface entre les phases liquide et solide est fine (surfacique) ;
- La tension de surface à cette interface est négligeable ;
- Les propriétés thermophysiques du matériau sont différentes entre les deux phases, mais constantes au sein de chaque phase ;
- Il n'y a pas de surfusion.

La vitesse du front de changement de phase solide-liquide est donnée par l'évolution dans le temps de sa position *Rsl*:

$$\vartheta_{Pl} = \frac{\partial R_{sl}}{\partial t} \tag{2.7}$$

où ϑ_{Pl} vitesse du front de changement de phase solide-liquide ($m.s^{-1}$)

R_{sl}: position de l'interface solide-liquide (m)

La vitesse du front de changement de phase est donnée par la condition de Stefan (condition de flux thermique) [83] :

$$K_s \frac{\partial T}{\partial r}\bigg|_{-} - K_l \frac{\partial T}{\partial r}\bigg|_{+} = \rho L_{Pl} \vartheta_{Pl} \tag{2.8}$$

En raison de cette dernière condition, le problème de Stefan est non linéaire. Le déplacement de l'interface solide-liquide est fonction du taux de transfert de chaleur au sein des phases solide et liquide. En retour, ce taux dépend de la position et du déplacement de l'interface. De façon pratique, il faut recourir à des méthodes de résolution numériques.

L'dimensionnement des équations fait apparaître le nombre de Stefan défini comme le rapport des enthalpies sensible et de changement d'état mises en jeu dans le processus de fusion et donné par l'équation suivante :

$$St = \frac{c_P (T_f - T_P)}{L_{Pl}} \tag{2.9}$$

Où T_f :température de fusion L_{Pl} : chaleur latente de fusion ($J.kg^{-1}$)

2.1.2.2 Evaporation

Après l'apparition de la phase liquide en surface, la surface de la particule devient le front d'évaporation et le transfert de chaleur avec le milieu plasma est décrit par :

$$K_P \frac{\partial T}{\partial r} = h.(T_\infty - T_P) + \sigma(T_a^4 - T_P^4) + \rho_l L_{lv} \vartheta_{lv} \qquad (2.10)$$

Les conditions aux limites à la surface se vaporisant sont obtenues selon l'équation de conservation de masse :

$$\rho_l \vartheta_{lv} = \rho_v.(\vartheta_{lv} - u_v) \qquad (2.11)$$

Où ϑ_{lv} : vitesse du front de changement de phase liquide-vapeur ($m.s^{-1}$)

u_v : vitesse de la vapeur ($m.s^{-1}$)

2.2.3 Couplage avec la dynamique de la particule

L'équation de base pour le mouvement d'une particule injectée dans un système de projection thermique est une représentation de l'équilibre de la force agissant sur celle-ci. la force d'inertie est équilibré par la force de traînée visqueuse avec un nombre de forces supplémentaires telles que, les force de gradient de pression, la force de Basset, la force de gravité , la force thermique due à la thesmophores, ect…,

L'équation régissant le transfert de quantité de mouvement entre une particule sphérique de diamètre d_p et le mélange gazeux, et avec l'effet de la présence du substrat peut être s'exprimé sous la forme suivant [85, 97] :

$$\rho_P \frac{dv_p}{dt} = F_D + F_{th} \qquad (2.12)$$

Avec F_{th} la force thermique donné comme suivant.

$$\vec{F}_{th} = -\frac{12\pi.\mu_\infty.\nu_\infty.\frac{d_p}{2}.\frac{C_s}{T_\infty}\overrightarrow{gradT}}{\left(1+6C_m.\lambda/d_p\right)\left(1+2k_\infty/k_p+4C_i.\lambda/d_p\right)}$$

$$F_D = -\frac{1}{2}C_D.\pi\frac{d_p^2}{4}.\rho_\infty.\left|V_\infty - V_p\right|.\left(V_\infty - V_p\right)$$

En remplaçant F_D par son expression :

$$\frac{dv_p}{dt} = \frac{3}{4}\frac{C_D}{d_p}\frac{\overline{\rho_g}}{\rho_P}\left(v_g - v_p\right)\left|v_g - v_p\right| + \frac{F_{th}}{\rho_P} \qquad (2.13)$$

La condition initiale de la quantité de mouvement est :

à $t=0.$; $v_p=v_{P0}$

v_{P0} est la vitesse axiale initiale avec laquelle la particule est injecté dans le gaz.

$\overline{\rho}_g$ est la masse volumique moyenne est définie par [92] :

$$\overline{\rho}_g = \frac{1}{T_g - T_{PS}} \int_{T_{PS}}^{T_g} \rho_g dt \qquad (2.14)$$

T_g et T_{PS} sont des températures du gaz et la température du particule da la couche limite respectivement. Le coefficient de traînée C_D est calculé et présenté par l'équation suivant.

$$C_D = \frac{24}{\mathrm{Re}_p} + \mathrm{Re_p} \qquad <0,2 \qquad (2.15)$$

Ou Re_p est le nombre de Reynolds défini par rapport au diamètre de la particule et la vitesse relative fluide-particule. Pour des nombres de Reynolds plus élevée, on doit utiliser solution D'oseen [109]et les corrélations empiriques suivantes Boulos et Gauvin [110].

$$C_D = \frac{24}{\mathrm{Re}_p}(1 + 0.187\,\mathrm{Re}_p) \qquad 0.2<Re_p<2 \qquad (2.16)$$

$$C_D = \frac{24}{\mathrm{Re}_p}(1 + 0.11\,\mathrm{Re}_p^{\,0.81}) \qquad 2<Re_p<21 \qquad (2.17)$$

$$C_D = \frac{24}{\mathrm{Re}_p}(1 + 0.189\,\mathrm{Re}_p^{\,0.632}) \qquad 20<Re_p<500 \qquad (2.18)$$

LEE [21] propose l'utilisation de la relation suivant :

$$C_D = \frac{24}{\mathrm{Re}_p} + \frac{6}{(1+\sqrt{\mathrm{Re}_p})} + 0.4 \qquad (2.19)$$

En tenant compte de l'effet de discontinuité de Knudsen , le coefficient de traînée devient [88, 92] :

$C_D = C_{D,C}\Phi^{0.45}$

$C_{D.C}$ est le coefficient de traînée calculé par les formules (2.15),(2.16) (2.17)et (2.18) .

Φ le coefficient de correction est calculé [88,85].

$$\Phi = \frac{T_g - T_{Pv}}{T_g - T_{PS}} = \left[1 + 4\left(\frac{2-\theta}{\theta}\right)\left(\frac{\Gamma_{PS}}{1+\Gamma_{PS}}\right)\frac{Kn^*}{\mathrm{Pr}_{PS}}\right]^{-1} \qquad (2.20)$$

Γ est le rapport des chaleurs spécifiques du gaz et de la particule.

Pr_{PS} le nombre de Prandtl correspond à la température de la surface.

Kn^* le nombre de Knudsen modifiée $Kn^* = \dfrac{2\,\mathrm{Pr}_{PS}}{\rho_{PS} v_{PS} d_P}\dfrac{\overline{K_{g,t}}}{\overline{C_{g,t}}}$.

v la vitesse moléculaire ; $v = \left(\dfrac{8.RT}{\pi.M}\right)^{1/2}$

$\overline{K}_{g,t}$ et $\overline{C}_{g.t}$ sont les moyennes intégrales entre les températures T_{PS} et T_{PV}.

2.3 Les modèles de l'étalement

Ces modèles établissent des corrélations entre la forme finale des lamelles et les paramètres de l'impact, les propriétés des matériaux constituant la lamelle et le substrat ainsi que l'état de surface de ce dernier. Ils expliquent aussi les différents phénomènes qui interviennent lors de l'impact, puis de l'étalement et de la solidification des lamelles tels que l'éclatement des lamelles lors de leur étalement. Plusieurs papiers de revue ont présenté les différentes théories développées pour étudier l'impact, l'étalement et la solidification d'une particule liquide projetée sur substrat solide lisse et/ou rugueux [97,98,99,100].

2.3.1 Le degré d'étalement maximal d'une goutte

En se plaçant dans le cas ou l'impact génère une déposition, certains auteurs [101] ont évalué le degré d'étalement maximum de la goutte par voie analytique, en se basant sur la conservation des énergies, l'hypothèse principale provient du modèle d'étalement suggéré. La goutte initialement sphérique s'étale le long du substrat sous forme d'un disque d'épaisseur constant sans prendre en compte la présence du bourrelet périphérique (figure 2.2)

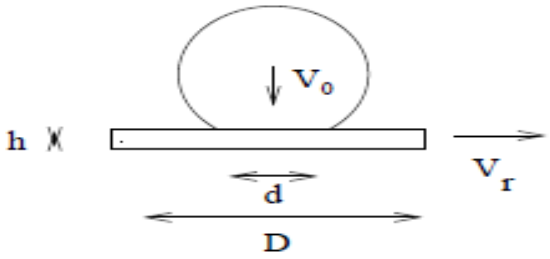


Figure 2.2 : Schéma D'étalement D'une Goutte

Avant impact, on considère que la goutte est à son minimum d'énergie potentielle (soit Ep=0). Les énergies cinétiques et de surface de la goutte sont respectivement :

$$E_{C_1} = \left(\frac{\pi}{6} D_i^3\right)\left(\frac{1}{2}\rho V_i^2\right) \tag{2.21}$$

$$E_{S2} = \sigma\pi D_i^2 \tag{2.22}$$

Lorsque la goutte atteint son maximum d'étalement, son énergie cinétique est nulle (Ec_2=0). Son énergie de surface est la contribution des énergies entre d'une part la goutte et l'air et d'autre part la goutte et le substrat :

$$E_{S2} = \sigma_{LS}\pi\frac{D_{\max}^2}{4} + \sigma\pi\frac{D_{\max}^2}{4} - \sigma_{SG}\pi\frac{D_{\max}^2}{4} \tag{2.23}$$

Le dernier terme de cette équation correspond à l'énergie de surface entre le substrat et l'air qu'il faut enlever au système afin de conserver toutes les énergies de surface, puisque cette

interface est remplacée par contact entre la goutte et le substrat. Or, selon la loi d'Young qui relie les tensions superficielles à l'angle de contact :

$$\cos(\theta_a) = \frac{(\sigma_{SG} - \sigma_{LS})}{\sigma} \tag{2.24}$$

En combinant les deux expressions précédentes :

$$E_{S2} = \sigma\pi \frac{D_{\max}^2}{4} - \sigma\pi \frac{D_{\max}^2}{4} \cos(\theta_a) \tag{2.25}$$

Finalement:

$$E_{S2} = \sigma\pi \frac{D_{\max}^2}{4} (1 - \cos(\theta_a)) \tag{2.26}$$

Le travail nécessaire pour déformer la goutte contre les effets de viscosité s'écrit sous la forme :

$$W = \int_0^{t_C} \int_{\Omega} \phi d\Omega dt \approx \phi \Omega t_C \tag{2.27}$$

Ou Ω est le volume de fluide visqueux, t_C le temps nécessaire à l'étalement de la goutte et ϕ la fonction de dissipation visqueuse. L'ordre de grandeur de cette dernière est estimé par :

$$\phi \approx \mu (\frac{V_i}{L})^2 \tag{2.28}$$

Où μ est la viscosité de la goutte et *L* une longueur caractéristique normale à la direction de l'étalement. [102] S. CHANDRA et C.T. AVEDISIAN ont supposé que cette longueur de référence peut se rapporter à l'épaisseur de splat *h*. leur résultats surestiment le degré d'étalement maximal D*max* de plus de 40٪ ce qui tend à montrer que *L* doit être inférieure à *h*. [103] H.JONES proposent de donner à *L* la valeur de l'épaisseur de couche limite δ à l'interface liquide solide. Celle-ci est calculée en considérant l'écoulement comme stationnaire. Elle s'exprime alors par :

$$\delta = 2 \frac{D_i}{\sqrt{\mathrm{Re}}} \tag{2.29}$$

Le temps d'étalement t_C, quant lui, est estimé grâce à l'hypothèse d'étalement sous forme de cylindre de diamètre D et épaisseur *h* qu'il faut au préalable déterminer. En considérant la configuration donnée par la (figure 2.2), la conservation des débits permet d'affirmer que :

$$V_i \pi \frac{d^2}{4} = V_r D h \tag{2.30}$$

A l'instant de l'étalement maximal, le diamètre du splat atteint D*max*. Par conservation de la masse :

Soit $$h = \frac{2D_i^3}{3D_{\max}^2} \tag{2.31}$$

Le diamètre *d* varie lorsque la goutte s'étale, de 0 (début du contact avec le substrat) jusqu'à *Di*. Afin d'écarter le caractère évolutif *d,* on lui assigne une valeur moyenne de *d=Di/2.*

Par définition de V_r ,

$$V_r = \frac{dR}{dt} = \frac{1}{2}\frac{dD}{dt} \tag{2.32}$$

Et donc

$$\frac{dD}{dt} = 2V_r = 2V_i\pi\frac{D_i^2}{16}\frac{1}{D}\frac{3D_{\max}^2}{2D_i^3} \tag{2.33}$$

Soit

$$\frac{dD}{dt} = V_i\pi\frac{3}{16}\frac{D_{\max}^2}{D_i}\frac{1}{D} \tag{2.34}$$

Par intégration, sachant qu'à *t*= 0, *D*= 0 on obtient :

$$D(t) = \sqrt{\frac{3\pi}{8}\frac{V_i}{D_i}D_{\max}^2 t} \tag{2.35}$$

En faisant apparaître le temps adimensionné par rapport à la vitesse d'impact : $t^* = \frac{V_i}{D_i}t$ On obtient finalement :

$$\frac{D(t)}{D_{\max}} = \sqrt{\frac{3\pi}{8}t^*} \tag{2.36}$$

Lorsque le diamètre atteint D_{max}, le temps correspondant est de t_c=8*Di*/3*Vi*. A présent que $L = \delta$, *tc* et $\Omega = \pi D^2 max\ \delta/4$ sont déterminés, on peut évaluer W :

$$W = \frac{\pi}{3}\rho D_i V_i^2 D_{\max}^2 \frac{1}{\sqrt{\mathrm{Re}}} \tag{2.37}$$

Finalement, par conservation des énergies: $E_{C1} + E_{S1} = E_{C2} + E_{S2} + W$ ce qui, en combinant avec leurs expression respectives amène à:

$$\frac{D_{\max}}{D_i} = \sqrt{\frac{We + 12}{3(1-\cos\theta_a) + 4(We/\sqrt{\mathrm{Re}})}} \tag{2.38}$$

Le terme $(1-\cos\theta_a)$ qui correspond à l'influence de l'angle de contact est compris entre 0 et 2. Ainsi, si $W_e/\sqrt{\mathrm{Re}} >> 2$, ce qui se traduit par $W_e >> \sqrt{\mathrm{Re}}$, les effets capillaires peuvent être négligés. Si de plus $We \succ\succ 12$, la formule précédente peut se ramener à :

$$\xi_{\max} = \frac{D_{\max}}{D_i} = \frac{1}{2}\mathrm{Re}^{1/4} \tag{2.39}$$

Sur le même style de raisonnement, [104] se basent sur l'équation de Kurabayashi (2.35) modifiée par yang (2.36) pour déterminer l'influence de l'angle de contact pour des impacts des gouttes à nombres de Weber supérieurs à 150. Dans ces équations μ *substrat* correspond à la viscosité de la goutte évaluée près du substrat et n<1.

$$\frac{We}{2} = \frac{3}{2}\xi_{\max,K}^2\left[1+\frac{3We}{\mathrm{Re}}\left(\xi_{\max,K}^2 \ln \xi_{\max,K} - \frac{\xi_{\max,K}^2-1}{2}\right)\left(\frac{\mu_{goutte}}{\mu_{substrat}}\right)^{0,14}\right]-6 \tag{2.40}$$

$$\xi_{\mathrm{mod}\,ifie} = \xi_{\max;K}(45/\theta)^n \tag{2.41}$$

Ces équations montrent que pour $\theta \prec 45$, l'effet de l'angle de contact sur l'écoulement est négligeable.

2.3.2 Impact des particules sur substrat lisse avec solidification

Des modèles analytiques de transfert thermique à une dimension ont été proposés pour prédire la vitesse de refroidissement des particules étalées. Cette vitesse dépend essentiellement de la qualité de contact entre la lamelle et le substrat ou la lamelle déjà solidifiée. Un modèle simple présenté par Sobolev calcule la vitesse de refroidissement par la relation suivante [105]:

$$V_s = \frac{hT_p}{(L_m\rho)} \tag{2.42}$$

Où L_m est la chaleur latente de solidification de la particule, *Tp* la température de la particule, ρ la densité massique du matériau et h le coefficient de transfert de chaleur à l'interface. La solidification commence à la fin de l'étalement. Dans le cas d'un contact uniforme, le coefficient h est exprimé en fonction de l'angle de contact θ :

$$h = 0.5h_c(1+\cos\theta) \tag{2.43}$$

h_c correspond au coefficient de transfert de chaleur lorsque le liquide mouille parfaitement le matériau substrat (θ = 0).

Dhiman et al [106] ont développé un modèle analytique qui prédit la température de transition morphologique de la lamelle. Ils supposent que la croissance d'une couche solide suffisamment épaisse empêche l'étalement de la lamelle et comparent le temps ts pendant

lequel la couche solide s(t) croît jusqu'à l'épaisseur h de la lamelle lorsque cette dernière est à son maximum d'extension. La lamelle s'étend à son diamètre maximum au bout d'un temps t_c donné par l'expression suivante [101, 112] :

$$t_c = \frac{8d}{3V_0} \tag{2.44}$$

Ce modèle est donné sous forme adimensionnelle en utilisant les expressions suivantes :

$$h^* = h/d$$
$$s^* = s/d$$
$$t^* = tV_0/d$$

à t = tc ou t* = 8/3, la température du substrat serait celle da la transition morphologique Tt.

Le principe de conservation de masse donne h par l'expression suivante :

$$h = \frac{2d}{3\xi_m^2} \tag{2.45}$$

ξ_m est donné par l'expression analytique suivante de Aziz et Chandra [107]:

$$\xi_m = \sqrt{\frac{We + 12}{\frac{3}{8}Wes + 3(1-\cos\theta) + \frac{4W_e}{\sqrt{\mathrm{Re}}}}} \tag{2.46}$$

Ces mêmes auteurs prédisent, dans un travail récent [108,112], la morphologie d'une lamelle projetée sur un substrat plan et solide en définissant un paramètre adimensionnel de solidification Θ qui varie de 0 à 1 et qui représente le rapport de l'épaisseur de la couche solidifiée à l'épaisseur de la lamelle lors de son étalement:

$$\Theta = \frac{s^*}{h^*} = \frac{s/d}{h/d} = \frac{s}{h} \tag{2.47}$$

La morphologie de la lamelle dépend de la valeur de ce paramètre. La lamelle peut présenter une forme déchiquetée si Θ est très faible ou proche de 1, ou avoir une forme de disque si cette valeur est intermédiaire. Les auteurs de ce travail ont calculé la fraction solide Θ pour des résultats expérimentaux obtenus par McDonald [109].

Heichal et al [110] ont obtenu la résistance thermique de contact durant les toutes premières millisecondes de l'impact des gouttes millimétriques d'alliage d'aluminium et de Bismuth sur un substrat d'acier, à partir de l'expression analytique de la température de surface du substrat issue d'une équation de conduction de chaleur transitoire et 1-D dans le substrat. Cette équation conduit à l'expression analytique de l'évolution de la température [111] :

$$T_s = T_0 + (T_g - T_0)\left[1 - \exp\left(\frac{\alpha_s t^*}{(R_{th}k_s)^2}\right) erfc\left(\frac{\sqrt{\alpha_s t^*}}{R_{th}k_s}\right)\right] \tag{2.48}$$

où T_0 est la température initiale du substrat, T_g est la température de la particule liquide avant l'impact, k_s et α_s sont respectivement la conductivité et la diffusivité thermiques du substrat. Les valeurs de T_s correspondent aux valeurs mesurées durant les deux premières millisecondes après l'impact, et pour une température initiale du substrat de 573 K la résistance thermique de contact R_{th} calculée est de l'ordre de $2{,}4.10^{-6}$ m².K/W.

2.3.3 Impact des particules sur substrat rugueux

Un développement analytique de la déformation de la surface du liquide en contact avec un substrat rugueux a été fait pour calculer la surface réelle de contact entre le liquide et le substrat [110]. Cette analyse permet d'évaluer une résistance thermique qui va de 10^{-7} jusqu'à 3.10^{-6} m^2.K/W. Dans ce développement mathématique, la rugosité de surface est présenté par une série de demi cylindres placés l'un coté de l'autre ayant le même rayon B(figure 2.3). la rugosité R_a est définie par la moyenne arithmétique de la hauteur des pics de la surface :

$$R_a = \pi B/4 \tag{2.49}$$

En supposant négligeables la convection et le rayonnement, le flux de chaleur q transféré du liquide à une température Tg à la surface du substrat de conductivité thermique ks est donné par [112] :

$$q = \frac{k_s (T_g - T_s)}{R_a} Af \tag{2.50}$$

Où A est la surface nominale du solide; f est le rapport de la surface réelle de contact à la surface nominale du solide : $f = \sin\theta$; $A.f$ est la surface réelle de contact entre le liquide et le substrat.

En se basant sur les travaux de Timsit [113] qui suppose que le liquide subit de très petites déformations (B << L) et que l'angle de contact liquide-solide est de 180 degré, ils déduisent une expression pour la résistance thermique de contact:

$$R_{th} = \frac{2\rho_g V_0^2 R_a + \pi\sigma}{2\rho_g V_0^2 k_s} \tag{2.51}$$

Cette expression peut être écrite sous forme adimensionnelle :

$$Bi.R_a^* = \frac{We.R_a^*}{We.R_a^* + \frac{\pi}{2}} \tag{2.52}$$

Où Bi est le nombre de Biot et $R^*_a = R_a/d$, où d est le diamètre de la goutte.

Ils montrent que cette résistance de contact augmente avec la rugosité de surface et diminue avec l'augmentation de la vitesse d'impact des particules.

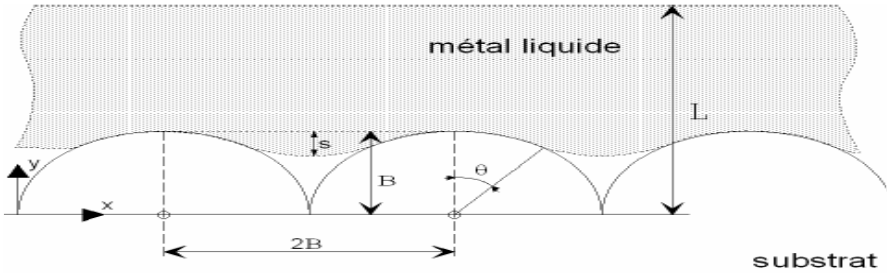


Figure 2.3 : Schéma De Principe De Contact Entre Une Couche Liquide Métallique Et Une Surface Rugueuse [100].

2.4 Interaction particule-structure

2.4.1Contrainte et déformation effectives :

En général les pièces mécaniques sont soumises au chargement multiaxial, il en résulte des déformations et des contraintes multiaxiales. Pour utiliser les données issues des expériences unidimensionnelles à des conceptions fines, il est nécessaire de remplacer les contraintes et les déformations multiaxiales par des magnitudes unidimensionnelles efficaces. Nous représentons les contraintes et les déformations effectives respectivement par σ_e et ε_e. Il existe plusieurs méthodes connues pour dériver les contraintes et les déformations Effectives. Celles présentées ici sont basées sur la théorie de Von Mises et ont été choisies pour leur applicabilité à la conception.

a) contrainte effective de Von-Mises:

Le tenseur de la contrainte effective σ_e s'écrit :

$$T_\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_e & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \tag{2.53}$$

Après von Mises, nous faisons correspondre les déviations des contraintes effectives et multiaxiales, sans tenir compte pression hydrostatique $\frac{(\sigma 1+\sigma 2+\sigma 3)}{3}$

$$D_\varepsilon = \begin{bmatrix} \sigma_e - \frac{\sigma_e}{3} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\sigma_e}{3} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{\sigma_e}{3} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{2\sigma_1-\sigma_2-\sigma}{3} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{2\sigma_1-\sigma_2-\sigma_1}{3} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{2\sigma_1-\sigma_2-\sigma_2}{3} \end{bmatrix} \tag{2.54}$$

En assimilant les deuxièmes invariants des déviateurs respectifs, nous obtenons l'expression suivante:

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1-\sigma_2)^2 + (\sigma_2-\sigma_3)^2 + (\sigma_3-\sigma_1)^2]} \tag{2.55}$$

Dans une autre forme, en termes de composants dévia toriques, la contrainte effective est égale à :

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2}(s_1^2 + s_2^2 + s_3^2)} \tag{2.56}$$

b) la déformation effective:

La déformation effective a les trois composantes principales suivantes, qui suivent la loi de Hooke :

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{E}\sigma_e = \varepsilon_e \tag{2.57}$$

$$\varepsilon_2 = \frac{1}{E}\upsilon\sigma_e = -\upsilon\varepsilon_e \tag{2.58}$$

$$\varepsilon_3 = \frac{1}{E}\upsilon\sigma_e = -\upsilon\varepsilon_e \tag{2.59}$$

E: Module de Young

Par conséquent, le tenseur de déformation effective est égale à :

$$T_\varepsilon = \begin{bmatrix} \varepsilon_e & 0 & 0 \\ 0 & -\upsilon\varepsilon_e & 0 \\ 0 & 0 & -\upsilon\varepsilon_e \end{bmatrix} \tag{2.60}$$

Répétant le procédé utilisé pour la contrainte effective, nous assortissons les déviateurs de la déformation effective et multiaxiale :

$$\begin{bmatrix} \frac{\varepsilon_e - \varepsilon_e - \upsilon\varepsilon_e}{3} & 0 & 0 \\ 0 & -\upsilon\varepsilon_e - \frac{\varepsilon_e - 2\upsilon\varepsilon_e}{3} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{-\upsilon\varepsilon_e - \varepsilon_e - 2\upsilon\varepsilon_e}{3} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{2\varepsilon_1 - \varepsilon_2 - \varepsilon_3}{3} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{2\varepsilon_2 - \varepsilon_3 - \varepsilon_1}{3} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{2\varepsilon_3 - \varepsilon_1 - \varepsilon_2}{3} \end{bmatrix} \tag{2.61}$$

Assimilant les deuxièmes invariants des déviateurs respectifs, nous obtenons l'expression de la déformation effective :

$$\varepsilon_e = \frac{1}{(1+\upsilon)\sqrt{2}}\sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2} \tag{2.62}$$

En termes de déformations dévia toriques, la déformation effective est égale à :

$$\varepsilon_e = \frac{1}{(1+\upsilon)}\sqrt{\frac{3}{2}(e_1^2 + e_2^2 + e_3^2)} \tag{2.63}$$

Sur la base de la loi de Hooke, nous pouvons dériver une corrélation entre la contrainte et la déformation effectives de la manière suivante. Tout d'abord, en appliquant l'équation (2.55) pour les contraintes et les déformations dévia toriques :

$$e_i = \frac{1+\upsilon}{E}s_i \quad i = 1,2,3 \tag{2.64}$$

Puis en combinant les équations (3.54), (3.59) et (3.60), on obtient :

$$\sigma_e = E\varepsilon_e \tag{2.65}$$

2.4.2 Les équations d'équilibre:

Pour dériver les équations d'équilibre, considérons un corps solide en équilibre statique soumis à des forces appliquées et a des contraintes géométriques. Les forces appliquées comprennent des forces volumiques spécifiques (X, Y, Z). Les contraintes géométriques signifient que certains points du corps ont prescrit des déplacements. Considérons un cube infinitésimale au sein de ce corps, voir la (figure 2.4). En raison de l'état

d'équilibre, le somme des forces et des moments agissant sur le cube doit être égal à zéro. Rapportons d'abord aux composantes x de contraintes et de forces. Pour résumer les résultats, après la multiplication des contraintes par les zones respectives et de la force par le volume du cube, on obtient l'équation suivante :

$$\left[\left(\sigma_x + \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} dx\right) - \sigma_x\right] dydz + \left[\left(\tau_{xy} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} dy\right) - \tau_{xy}\right] dzdx$$
$$+ \left[\left(\tau_{xz} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} dz\right) - \tau_{zx}\right] dxdy + Xdxdydz = 0 \qquad (2.66)$$

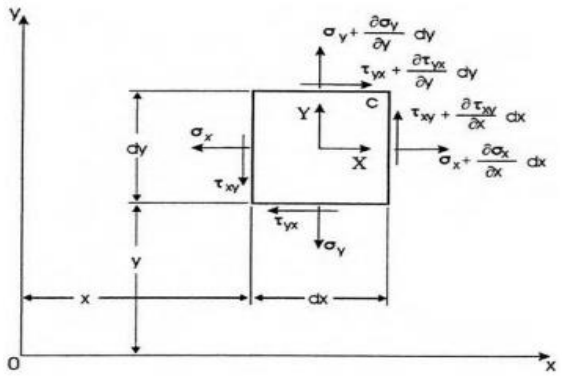


Figure 2.4: Les Composantes des Contraintes Agissant Sur un Cube Elémentaire:
(Projection Sur Le Plan X.Y)

Effectuant la même opération avec les composantes sur les axes (y) et (z), nous obtenons les trois équations suivantes :

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} + X = 0 \qquad (2.67)$$

$$\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} + Y = 0 \qquad (2.68)$$

$$\frac{\partial \tau_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + Z = 0 \qquad (2.69)$$

2.4.3 Le travail :

La charge agissant sur un corps effectue un travail, qui est transformé et stocké dans le corps sous forme d'énergie de la déformation élastique. $\overline{W_i}$ est le travail spécifique par volume unitaire, qui égale l'énergie de déformation élastique stockée.

$$\overline{W_i} = \frac{1}{2}(\sigma_1 \varepsilon_1 + \sigma_2 \varepsilon_2 + \sigma_3 \varepsilon_3) = \overline{U_i} \qquad (2.70)$$

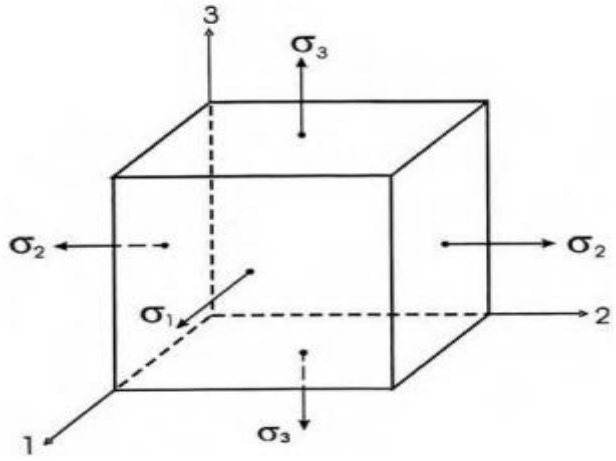


Figure 2.5: Les Composants de Contrainte Agissant Sur un Cube Elémentaire en Directions Principales

Nous considérons que le travail total est la somme de deux parties: le travail de la dilatation (volumétrique) et le travail de déformation :

$$\overline{W_i} = \overline{W_i^{\upsilon}} + \overline{W_i^{\mathrm{d}}} \tag{2.71}$$

Le premier terme lié au volume, et le deuxième correspond à la forme. Le travail de dilatation est le travail effectué par les contraintes moyennes dans les trois directions principales (Figure 2.5) :

$$\overline{W_i^{\upsilon}} = \frac{3}{2}\sigma_m\varepsilon_m = \frac{1}{6}(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3)(\varepsilon_1+\varepsilon_2+\varepsilon_3) \tag{2.72}$$

Tandis que le travail de déformation est effectué par les efforts deviatoriques . Après la dérivation de l'expression finale du travail de déformation, on l'écrit comme suit :

$$\overline{W_i^{\mathrm{d}}} = \frac{1}{2}(\sigma_1\varepsilon_1+\sigma_2\varepsilon_2+\sigma_3\varepsilon_3) - \frac{1}{6}(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3)(\varepsilon_1+\varepsilon_2+\varepsilon_3) \tag{2.73}$$

Ce qui devient après l'application de la loi de Hooke :

$$\overline{W_i^{\mathrm{d}}} = \frac{1+\upsilon}{6E}[(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2+(\sigma_3-\sigma_1)^2] \tag{2.74}$$

Maintenant, en utilisant les équations (2.67) et (2.72), l'équation ci-dessus peut être réduite à :

$$\overline{W_i^{\mathrm{d}}} = \frac{1}{2}\sigma_e\sigma_e \tag{2.75}$$

Le travail de déformation est utilisé pour mesurer le début de la déformation plastique.

2.5 Résolutions Numériques

Pour passer d'un problème exact continu régit par une EDP au problème approché discret, il existe trois grandes familles des méthodes.

- La méthode des différences finies (MDF) procédé par approximation des dérivées d'une fonction en termes de ces valeurs approchées aux nœuds du maillage.
- La méthode des volumes finis.

- La méthode des éléments finis.

2.5.1La méthode des éléments finis(MEF):

La méthode des éléments-finis (MEF) est une méthode d'approximation numérique des solutions de problèmes aux limites statiques ou dynamiques tels que, la diffusion thermique, la mécanique des milieux continus (solides et fluides), et l'électromagnétisme. L'appellation éléments finis vient de la décomposition du domaine d'étude en éléments : ils sont représentés par un maillage [114].

La méthode d'analyse par éléments finis exige les étapes principales suivantes :

- Discrétisation du domaine dans un nombre fini de sous-domaines (éléments).
- Choix des fonctions d'interpolation.
- Développement de la matrice d'élément pour le sous-domaine (élément).
- Assemblage des matrices d'élément
- Imposition des conditions de frontière.
- Solution des équations.
- Après traitement (Affichage des résultats, …)

Il y a trois approches principales pour construire une solution approximative basée sur le concept de la MEF [114]:

- **Approche directe :** Cette approche est employée pour des problèmes relativement simples
- **Résidus pondérées :** C'est une méthode souple et polyvalente, Cette approche utilise directement les équations différentielles relatives, telles que celles du transfert de chaleur et de la mécanique des fluides.
- **Approche variationnelle :** Cette approche est basée sur le calcul des variations, qui est caractérisée par un fonctionnel. Ce fonctionnel correspond à l'énergie potentielle dans la mécanique de la structure.

Dans cette méthode, la transformation du problème d'ingénierie pratique à une représentation mathématique est réalisée en discrétisant le domaine à étudier par des éléments (sous-domaines). Ces éléments sont reliés entre eux par leurs noeuds « communs ». Selon la géométrie et la nature physique du problème, le domaine à étudier peut être discrétisé en utilisant des éléments linéaires, surfaciques, ou volumiques. Des éléments de base utilisés dans la MEF sont montrés sur la (figure 2.6) [115].

Chaque élément, identifié par un numéro d'élément est défini par une séquence spécifique de numéros de nœuds globaux. La séquence spécifique (généralement dans le sens

contraire de la rotation des aiguilles d'une montre) est basée sur le noeud de numérotation au niveau de l'élément [115].

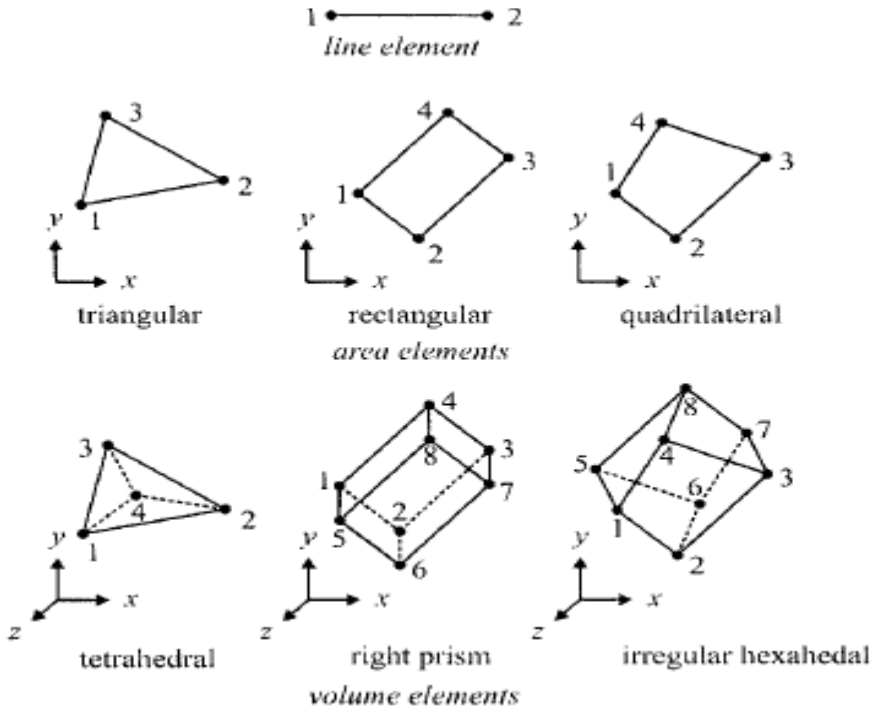


Figure 2.6 : Description Des Eléments Avec Le Nombre Des Nœuds (Linéaires, Surfaciques, Et Volumiques) [115]

Il existe deux types de méthodologies différentes pour résoudre les problèmes diphasiques, la première, dite approche Eulérienne et deuxième approche Lagrangienne,

2.5.2 Approche eulérienne

Les équations de Navier-Stokes pour les écoulements de fluides incompressibles et la viscosité constante sont:

$$\rho\alpha \frac{\partial u_i}{\partial t} + \rho u_i \alpha \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + b_i \qquad (2.76)$$

α : variable de couleur

Dans l'équation ci-dessus, i, j = 1,2 sont les coordonnées spatiales, t est la variable de temps, ρ est la densité du fluide, u_i sont les composantes de la vitesse du fluide, b_i sont les forces de organisme externe, et τ_{ij} est le tenseur des contraintes. Eq. (2.76) est soumise à la restriction d'incompressibilité:

$$\frac{\partial \propto . u_i}{\partial x_i} = 0 \qquad (2.77)$$

et le tenseur des contraintes est donné par:

$$\tau_{ij=}\alpha . p . \delta_{ij} + \mu . \alpha \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \qquad (2.78)$$

où μ est la viscosité dynamique, p est la pression, δ_{ij} est le coefficient de Kronecker et α est la variable de couleur. Pour indiquer l'absence ou la présence du fluide, une fraction volumique de fluide est définie pour chaque domaine. La valeur 1 est fixée dans le domaine occupé par le métal et 0 pour le domaine restant. La valeur moyenne dans l'élément présente la fonction du volume de fluide occupé par le métal, Liu et al. [116]:

$$\alpha = \begin{cases} 1 \text{à } l'itérieur de\ du\ fluide \\ \qquad\qquad 0 < \alpha < 1 \qquad a\ l'interface \\ 0\ \ cellule\ vide \end{cases} \tag{2.79}$$

L'élément dont la valeur α est comprise entre 0 et 1 contient la surface libre ou l'interface. Pour trouver (x, t) pour tous les points du domaine, il faut résoudre l'équation de transport:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + V\nabla\alpha = \frac{d\alpha}{dt} \text{avec} \qquad \alpha(x,0) = \alpha_0(x) \tag{2.80}$$

Les équations (2.76) à (2.80) sont écrites pour un domaine fixe Ω_f et pour un intervalle de temps Δt.

2.5.3 Approche lagrangienne

Dans le substrat, la contrainte est liée aux déformations par:

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon^{el}\} \tag{2.81}$$

Ou alors:

$\{\sigma\}$: vecteur de contrainte = $\left\lfloor \sigma_x \sigma_y \sigma_z \sigma_{xy} \sigma_{yz} \sigma_{xz} \right\rfloor^T$

$[D]$ Élasticité ou matrice de rigidité élastique. Pour certains éléments anisotropes, définis par une définition de matrice complète,

$\{\varepsilon^{el}\}$: $\{\varepsilon\}$-$\{\varepsilon^{th}\}$: vecteur de déformation élastique

$\{\varepsilon\}$: Vecteur de déformation totale=$\left\lfloor \varepsilon_x \varepsilon_y \varepsilon_z \varepsilon_{xy} \varepsilon_{yz} \varepsilon_{xz} \right\rfloor^T$

$\{\varepsilon^{th}\}$: vecteur de déformation thermique.

Eq. (2.81) peut également s'écrire:

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon^{th}\} + [D]^{-1}\{\sigma\} \tag{2.82}$$

Pour le cas 3D, le vecteur de déformation thermique est:

$$\{\varepsilon^{th}\} = \Delta T \left\lfloor \alpha_x^{se} \alpha_y^{se} \alpha_z^{se}\ 0\ 0\ 0 \right\rfloor^T \tag{2.83}$$

Ou alors:

α_x^{se}: Coefficient de dilatation thermique dans la direction x

La matrice de flexibilité, $[D]^{-1}$ s'écrit:

$[D]^{-1} =$

$$\begin{bmatrix} 1/E_x & -v_{xy}/E_x & -v_{xz}/E_x & 0 & 0 & 0 \\ -v_{yx}/E_y & 1/E_y & -v_{xz}/E_x & 0 & 0 & 0 \\ -v_{zx}/E_z & -v_{zy}/E_z & 1/E_Z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{XY} & 0 & 1/G_{XY} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{XY} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{XZ} \end{bmatrix} \quad (2.84)$$

où les termes typiques sont:

E_x: Module de Young dans la direction x.

v_{xy}: coefficient de Poisson majeur.

v_{yx} : petit coefficient de Poisson.

G_{xy}: module de cisaillement dans le plan xy.

Pour le cas 2D en plus, la matrice $[D]^{-1}$ est présumée symétrique, de sorte que:

$$\frac{v_{yx}}{E_y} = \frac{v_{xy}}{E_x} \quad (2.85)$$

Le développement d'Équations. (2.82) et (2.83) donnent explicitement les trois équations:

$$\varepsilon_x = \alpha_x \Delta T + \frac{\sigma_x}{E_x} - \frac{v_{xy}\sigma_y}{E_x} \quad (2.86)$$

$$\varepsilon_y = \alpha_y \Delta T - \frac{v_{xy}\sigma_x}{E_x} + \frac{\sigma_y}{E_y} \quad (2.87)$$

$$\varepsilon_{xy} = \frac{\sigma_{xy}}{G_{xy}} \quad (2.88)$$

où les termes typiques sont:

ε_x : Déformation directe dans la direction x,

σ_x: Contrainte directe dans la direction x,

ε_{xy}: Déformation de cisaillement dans le plan xy,

σ_{xy}: Contrainte de cisaillement sur le plan xy.

Eq. (2.81) peut être développé en inversant d'abord l'Eq. (2.84), puis en combinant ce résultat avec les équations. (2.83) et (2.85) pour donner explicitement les trois équations:

$$\sigma_x = \frac{E_x}{h}(\varepsilon_x - \alpha_x \Delta T) + \frac{E_y}{h}(v_{xy})(\varepsilon_y - \alpha_y \Delta T) \quad (2.89)$$

$$\sigma_y = \frac{E_y}{h}(\varepsilon_y - \alpha_y \Delta T) + \frac{E_y}{h}(v_{xy})(\varepsilon_x - \alpha_x \Delta T) \quad (2.90)$$

$$\sigma_{xy} = G_{xy}\varepsilon_{xy} \tag{2.91}$$

Ou alors:

$$h = 1 - \left(v_{xy}\right)^2 \frac{E_y}{E_x} \tag{2.92}$$

Le module de cisaillement (G_{xy}) est calculé comme suit:

$$G_{xy} = \frac{E_x}{2(1+v_{xy})} \tag{2.93}$$

2.6 Interaction entre particule-structure

L'interaction entre le fluide et la structure à une interface de maillage produit une pression. De plus, le mouvement des structures génère une "charge fluide". Les équations sous forme matricielle qui régissent deviennent:

$$[M_s]\{\ddot{U}\} + [K_s]\{U\} = \{F_s\} + [R]\{P\} \tag{2.94}$$

$$[M_f]\{\ddot{P}\} + [K_f]\{P\} = \{F_f\} - \rho_0[R]^T\{\ddot{U}\} \tag{2.95}$$

$[R]$ est une matrice de couplage qui présente la surface effective associée à chaque nœud sur l'interface fluide-structure (FSI).Cette matrice prend en considération la direction vectorielle normale qui est définie pour chaque paire de faces fluides, et l'élément structurel coïncident qui comprend la surface d'interface. Les quantités de structure et de charge fluide générées à l'interface fluide-structure sont des fonctions de degrés de liberté nodaux inconnus.

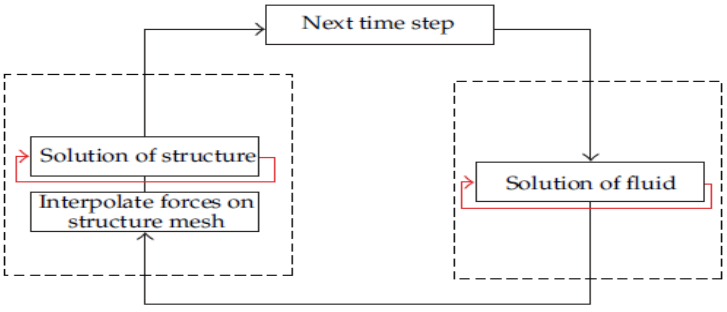
2.6.1 Méthodes de Couplage

Que les méthodes de couplage unidirectionnel ou bidirectionnel soient utilisées, les solutions sont basées sur une méthode partitionnée où des solutions séparées pour les différents champs physiques sont préparé. Un domaine qui doit être résolu est la dynamique des fluides, l'autre est la dynamique des structures. A la frontière entre les fluides et les solides, l'interface fluide-structure, information pour La solution est partagée entre le solveur fluide et le solveur structure. Les informations échangées dépendent de la méthode de couplage. Pour les calculs de couplage unidirectionnel, seul le fluide de la pression agissant sur la structure est transféré au solveur de structure. Pour couplage bidirectionnel calculs, le déplacement de la structure est également transféré au solveur fluide.

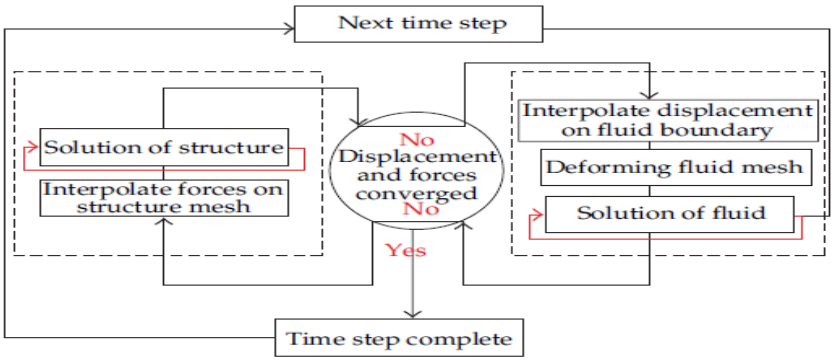
Dans la (figure 2.7), en haut, la procédure de résolution est illustrée pour le couplage unidirectionnel. Initialement, le champ fluide est résolu jusqu'à ce que les critères de convergence soient atteints. Les forces calculées à les limites de la structure sont ensuite transférées du côté de la structure. Ensuite, le côté structure est calculé jusqu'à ce que le critère de convergence soit atteint. Ensuite, le débit de fluide pour la prochaine fois le pas est

calculé jusqu'à la convergence. La solution est terminée lorsque le nombre maximum de pas de temps est atteint.

L'organigramme du processus pour l'algorithme de couplage bidirectionnel fort est affiché sur le bas de la figure 1. Dans un pas de temps au cours de la simulation transitoire, une convergence de la solution pour le champ d'écoulement est nécessaire pour fournir les forces agissant sur le corps. Après en interpolant les forces du maillage fluide au maillage de surface de la structure, une convergence la solution de la dynamique structurelle sera atteinte sous l'effet des forces agissantes. La réponse de la structure à la charge émergente représente un déplacement de la grille structurelle nœuds. Les déplacements à la frontière entre structure et fluide sont interpolés au maillage fluide qui conduit à sa déformation. Cette étape ferme une boucle interne de la simulation. Pour les simulations de couplage bidirectionnel fort, ces étapes sont répétées jusqu'à ce que les changements des forces d'écoulement et les déplacements structurels tombent en dessous d'une quantité prescrite. Ensuite, un nouveau pas de temps est lancé. Pour les simulations de couplage faible dans les deux sens, la convergence aux frontières entre structure et fluide n'est pas considérée et un nouveau pas de temps est lancé directement.



Couplage Unidirectionnel (a)



Couplage Bidirectionnel Fort (b)

Figure 2.7 : Algorithme de solution pour le couplage unidirectionnel et bidirectionnel fort [117].

Quelques commentaires généraux peuvent être faits sur les deux méthodes. Souvent l'avantage d'une méthode est un inconvénient de l'autre. En général, la solution de couplage bidirectionnel est plus précise, en particulier pour les déflexions plus importantes où le champ de fluide est fortement influencé par la structure déformation. Les solutions de couplage bidirectionnel puissant peuvent être d'une précision temporelle de second ordre et sont plus stables voir Vaassen et al. [116] .La méthode de couplage unidirectionnel ne garantit pas conservation de l'énergie à l'interface, mais dans les deux sens. Un avantage du couplage unidirectionnel la simulation est un temps de calcul significativement plus faible. Un deuxième avantage est que la déformation du maillage fluide n'a pas besoin d'être calculé, ce qui fournit un maillage de qualité constante.

Conclusion :

Dans de ce chapitre, nous avons détaillé le modèle développé de l'écoulement du jet de plasma et on a étudié les transferts plasma-particule et les changements de phase susceptibles d'avoir lieu dans une particule en vol dans les conditions plasma. La conduction de la chaleur et la distribution de la température dans la sphère sont décrites par l'équation de continuité du flux d'énergie thermique, adaptée à la géométrie sphérique. Les mouvements des fronts de changement de phase (fusion, évaporation et solidification) et les équations d'interaction particule-substrat Enfin, nous avons présenté le modèle numérique du problème.

Introduction

L'industrie de la projection plasma est confrontée à des besoins croissants de performance et à des exigences de plus en plus sévères. La réponse à ces contraintes impose une meilleure compréhension des phénomènes impliques dans le processus de projection plasma (fluctuation du pied d'arc, phénomène de dispersion des particules de poudres, interaction particule-plasma, impact des particules sur le substrat et interaction particule-substrat) ainsi que de meilleurs outils de diagnostic et de prévision (contrôle en ligne et numérique).

1er Contribution : Validation des résultats et Influence de la dynamique d'impact sur la formation des lamelles. Déformation et concentration des contraintes sur le substrat

Dans cette partie nous avons présenté des résultats numériques de l'étude du comportement dynamique inter-facial lors de la formation des lamelles alumine sur substrat en acier par FSI/VOF.L'étalement d'une particule de l'aluminium et on a s'intéresse de présenter l'effet del'état de surface de substrat.

3.1 Matériaux utilisés

Dans cette étude numérique nous sommes intéressés à des particules d'aluminium fondues dans un jet plasma et projetées sur un substrat métalliques (acier d'outil) le choix de l'aluminium a été orienté par des nombreuses études déjà menées, telle que les travaux expérimentaux qui ont consacrés à l'étude de formation d'une lamelle individuelle d'aluminium sur substrat en acier, et qui sera l'objet d'identification de nos résultats.

3.1.1 l'aluminium

Parmi les performances mécaniques et thermiques, que présente l'aluminium on cite :

- Une bonne tenue mécanique aux températures élevées, et une chaleur latente de fusion importante de l'ordre de $1.09.10^{6}$j/kg.
- Une bonne résistivité électrique >1012 Ohm.m[,11]
- Une dureté HV sous une charge de 1N de 9.21 GPa [111]
- Une bonne résistance à l'usure : un dépôt d'aluminium par projection plasma présente un taux d'usure de l'ordre de $4.10^{-5}mm^3/N.m$, à l'abrasion par une bille de sic de 6mm de diamètre et sous une charge de 5N à température ambiante, ce taux d'usure augmente jusqu' à $3.10^{-3}mm/N.m$ lorsque la température augmente à 400°C[111].
- Une bonne résistance chimique aux acides concentrés et dilués, aux alcalins, aux halogènes et aux métaux et une bonne résistance à l'oxydation. Ces performances font de ce matériau l'objet de nombreuses applications dans des domaines très variés :

- Les applications mécaniques, l'aluminium est l'abrasif le plus répandu àcôté du carbure de silicium. Elle est utilisée aussi contre l'usure et la corrosion par des particules solides [111].
- Les applications réfractaires, résistances aux hautes températures ; l'aluminium sert à protéger l'acier contre la corrosion à haute températures [111].
- Les applications médicales : le caractère biocompatible de l'aluminium permet son utilisation dans la fabrication des prothèses en orthopédie[111].
- Les applications électriques et électroniques : l'aluminium est utilisé dans la fabrication des bougies d'allumage pour automobile et dans de nombreux produits d'isolation [111]
- Les application optiques : les films d'aluminium permettent la réalisation de guide d'onde optique dans le visible et l'infrarouge et permettent aussi de protéger des capteurs solaires

3.1.2Propriétés des particules à l'impact

Pour l'alumine :

$$\rho = 2.79\times10^{3}[1- 4.22\times10^{-5}(T-T_f)] \quad (3.1)$$

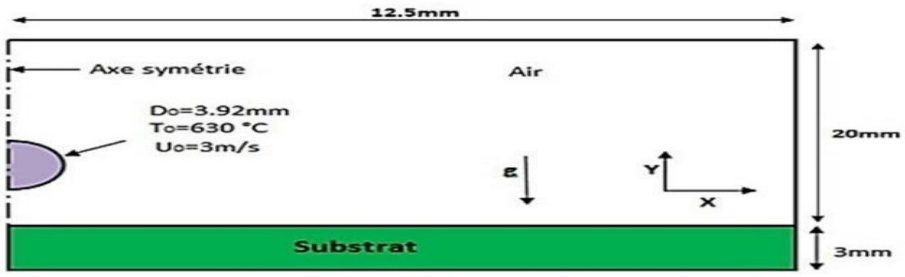
$$\mu = 2.87\times10^{-9}\exp(2{,}05.10^{4}/T)$$

Pour l'acier :

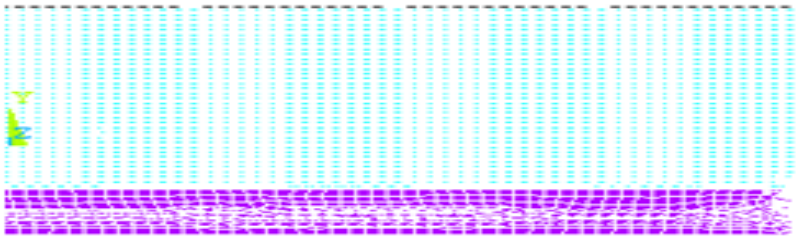
$$\rho = 0.9246\times10^{4}-1.481\times T+1.425(T/100)^{2} \quad (3.2)$$

$$\mu = 0.3162\times10^{-3}\exp(5.004\times10^{3}/T)$$

Les équations (3.1) et (3.2) concernent, plus exactement, le fer pur mais ont été adoptées pour l'acier 316L compte tenu des valeurs voisines de densité et viscosité entre le fer et l'acier 316L liquide. Ainsi que pour le calcul numérique on a utilisé les propriétés thermo-physiques représentées sur le tableau 3.1.



(a)



(b)

Figure 3.1:a) Géométries de Substrat et Particules D'aluminium

B) Maillage Adoptée Pour La Simulation en 2D.

Tableau 3.1 : Propriétés Thermo Physique de L'aluminium Et De L'acier H13

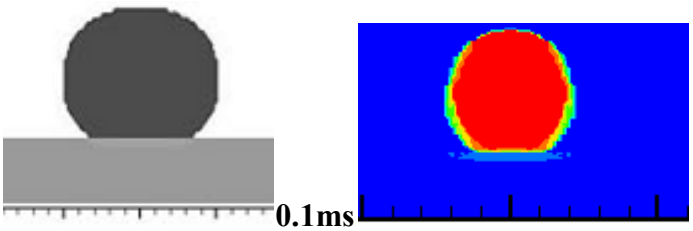
Propriétés	Alliage d'aluminium 380		H13 Acier àoutils
Densité (ρ) (kg/m^3)	2570		7800
Température de fusion T_f en[C°]	570		
Chaleur de fusion(Q_{fusion}) [J/kg]	389		
Viscosité cinématique (ν) en [m^2/s]	T(c°)	(ν) [m^2/s]	
	78	4.5×10^{-7}	
	2000	4.0×10^{-7}	
Conductivité thermique liquide ($K_{liquide}$) [W/m K]	70		
Chaleur spécifique liquide (C_{pl}) [J/kg k]	1000		
Tension superficielle (γ) [N/m]	1.07		

Conductivité thermique solide (K) [W/m K]	T(c°)	K_g[W/m K]	T(c°)	K_s[W/m K]
	100	144.5	27	17.6
	200	147.5	204	23.4
	300	152.5	427	25.1
	400	148.0	649	26.8
Chaleur spécifique C_p [J/kg k]	T(c°)	C_{pp} [J/kg k]	T(c°)	C_{ps} [J/kg k]
	300	980	20	460
	400	1050	500	550
	479	1150	600	590

3.2 Validation du facteur d'étalement :

Un exemple de validation proposé par Xue et al. [23] a été considérée ici pour illustrer les résultats de la simulation de contact/impact utilisant la technique FSI décrite ci-dessus. La validation concerne une particule d'alliage d'aluminium 380 de diamètre 3.92mm et température initiale 603°C à une vitesse de 3m/s, impactant sur un substrat plat en acier à outils H13 (de 12.5 mm sur 3mm) à une température initiale de 200°C Figure (3.2).

On peutconstater que le comportement dynamique de la gouttelette dans l'ensemble donne un bonaccord à celui des images d'expérimentales, d'où après la première 0.1ms, la gouttelette se propage symétriquement par rapport au point d'impact; cependant, la forme convexe abaisse la pente dans le temps en glissant lentement sur le substrat jusqu'à l'étalement totale, il faut noter que le liquide suit la topographie de la surface, et sur la surface rugueuse, l'écoulement est perturbé verticalement. C'est-à-dire, lorsque le liquide s'écoule sur la surface il tend à suivre la forme de la surface. Plus la surface est rugueuse plus le liquide à de difficulté à suivre ces formes. Ainsi le liquide qui s'écoule perpendiculairement à ces obstacles est projeté verticalement du fait de son inertie.



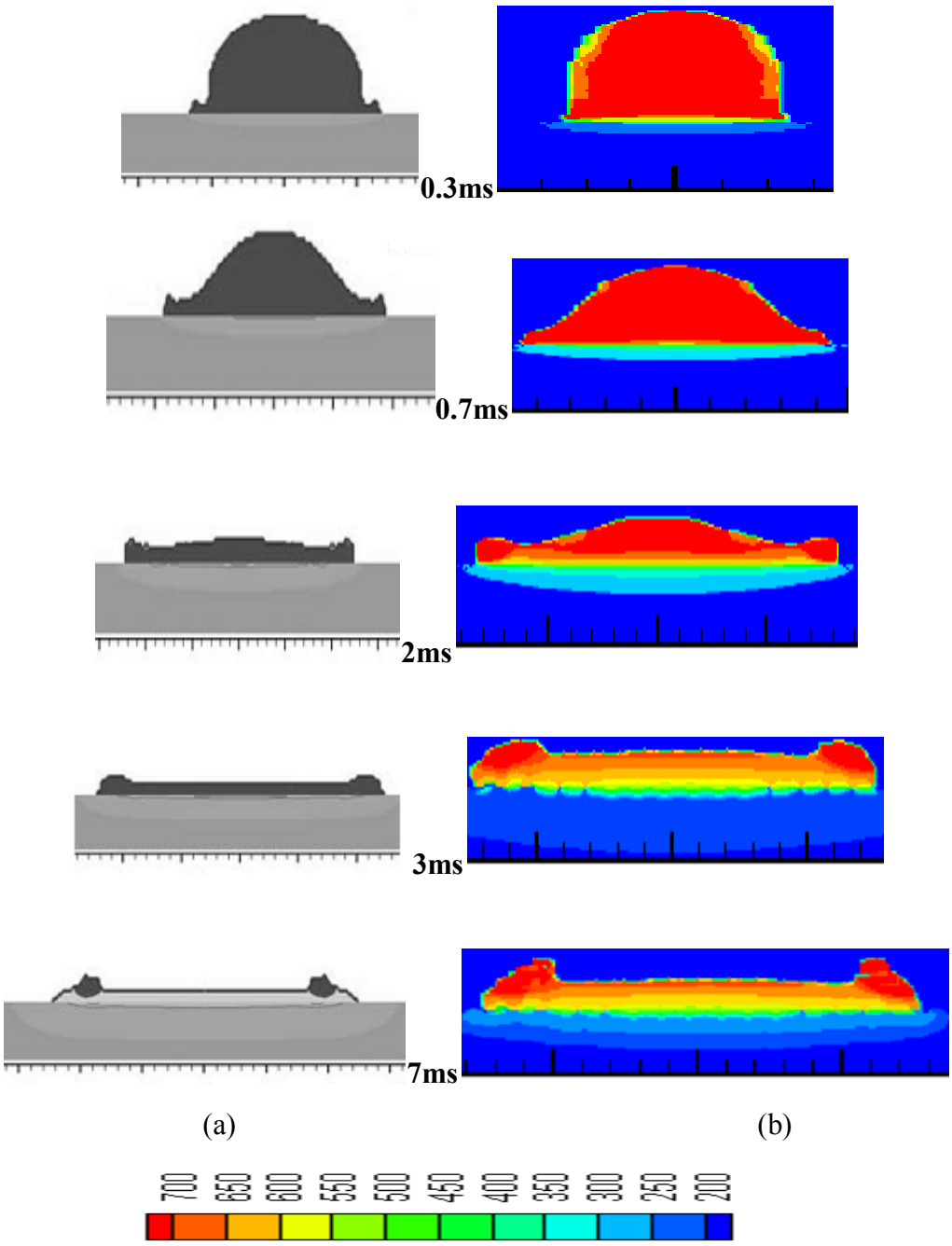


Figure 3.2 : L'impact d'une particule en Aluminium d'un diamètre de 3.92mm Initialement a une Température de 630°C et une vitesse de 3m/s sur Substrat en Acier d'outil initialement a 200°C.

Sur la Figure 3.3 qui représente la distribution de température pendant l'impact de la gouttelette ou le modèle de transfert thermique utilisé a permis d'observer que les "doigts" à la périphériede lamelle formé ont solidifié en retard et ont arrangé sur des aspérités approximatives de substrat. Ceci est dû au flux radial et à la séparation à grande vitesse du

principal bord de lamelle (splat) qui a réparti au-dessus des aspérités de substrat. Les résultats numériques ont également indiqué que le centre d'une lamelle (splat) typiquement s'est bien conformé à la topographie fondamentale de substrat due à la pression de stagnation et de taux de cisaillement de l'écoulement qui a dirigé en pente rapide vers la surface encourageant le fluide pour couler dans les cavités extérieures. D'autre part, de mettre en évidence l'existence d'augmentation de température à la surface du l'acier au contact de la gouttelette, dans il est claire l'apparaissions des zones de bonne et de mauvaise contacte à l'interface particule/substrat. Donc on peut dire que, aux tous premiers instants suivants le premier contact de la goutte avec la cible, la température du substrat au point d'impact augmente rapidement et la résistance thermique diminue. Après un étalement partiel, la surface de contact entre le substrat et la goutte augmente, alors que la température du substrat reste quasi-constante. Pour les positions dans le substrat au-dessous de 3.39µm la température du substrat augmente beaucoup plus lentement, alors que la température de surface de la goutte s'abaisse, donc la résistance de contact associée augmente, qui favorise la diffusion thermique radial dans la lamelle.

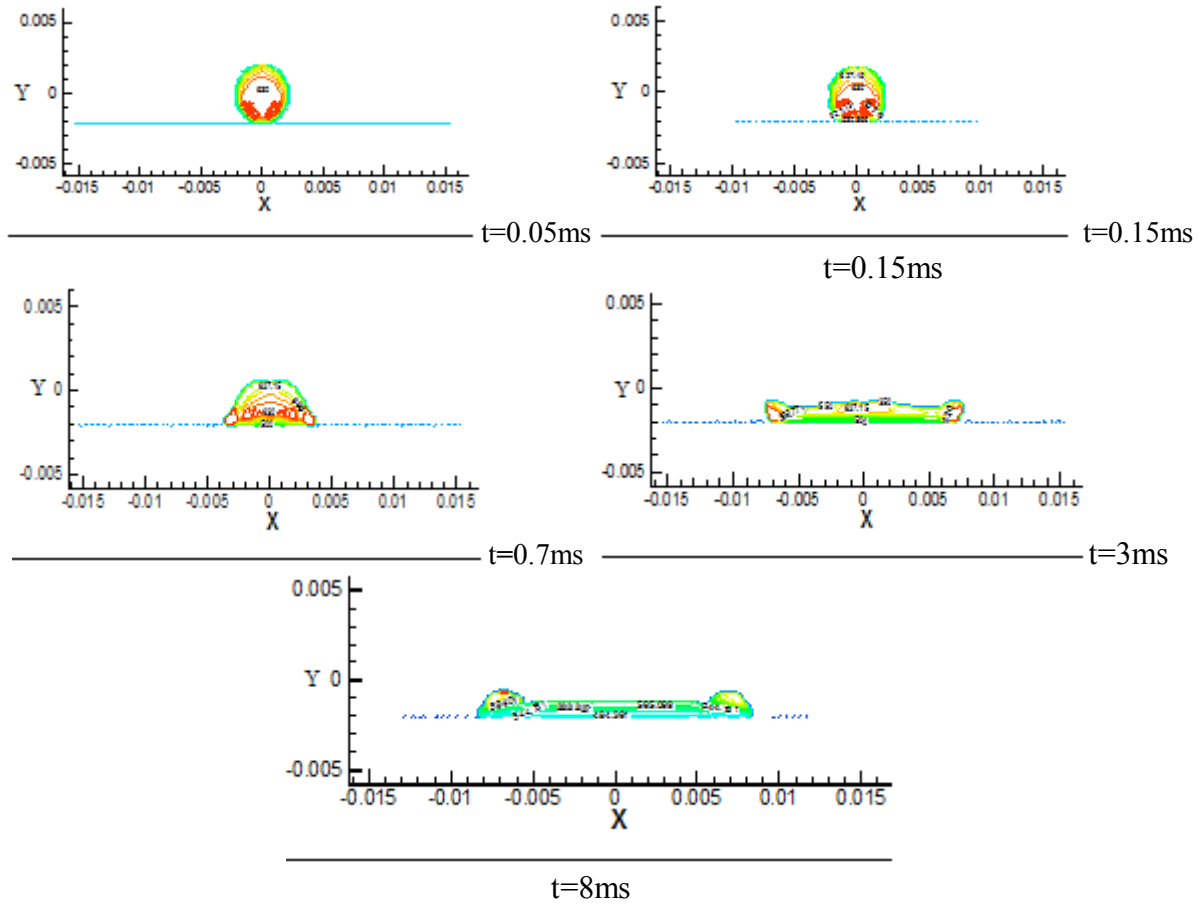


Figure 3.3 : Représentation spatiale du refroidissement de la particule pendant la formation des Lamelles.

(Figure 3.4) compare le facteur d'étalement de la goutte d'aluminium dans le modèle proposé et dans celui expérimentale et théorique de Xue [23] , Heichal , Sanjeev Chandra et Javad Mostaghimi [30].L'étalement et la forme de la goutte sont semblables au cours de l'impact. A l'instant t =8ms, la goutte se stabilise et prend la forme de l'étalement final.Les résultats du modèle présenté sont très proches de ceux expérimentaux, obtenus par Mostaghimi [30]. On peut dire que dans leurs modèle ils ont négligé l'effet de la solidification sur les forces visqueuses avant l'étalement, alors que dans notre modèle les forces de viscosité sont corrige raprès chaque pas de temps sous l'effet de transfert de chaleur dans la particule.

La variation du facteur d'étalement ($\zeta = d/D_0$) en fonction du temps lors de l'étalement et de la solidification sur substrat est tracée à côté des mesures expérimentales de la figure 3.2. Il semble que les mêmes résultats numériques et expérimentaux suivent la même tendance, où un bon d'accord est observé sur la forme des gouttelettes lors de l'impact à toutes les étapes de l'épandage. De plus, la présentation spatiale du refroidissement des particules lors de la formation des lamelles est illustrée sur la figure 3.3.Ces résultats sont dynamiquement similaires aux photographies de propagation de Xue et al. [23].

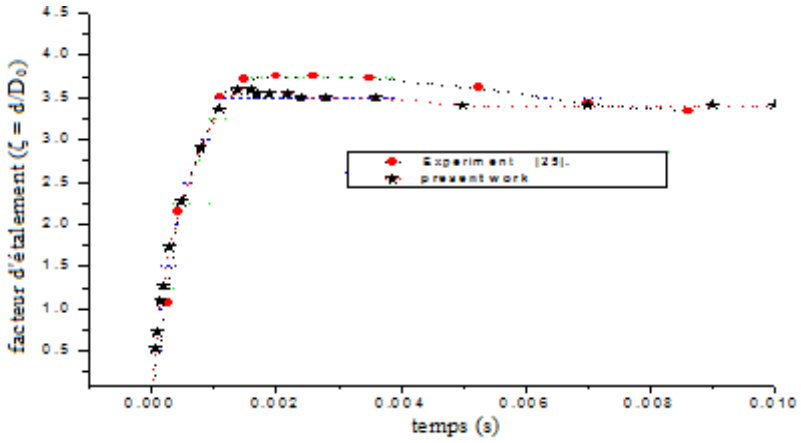


Figure 3.4: Facteur d'épandage

3.2.1 Influence de la dynamique d'impact sur la formation des lamelles :

Compte tenu du modèle de matériau élastique linéaire décrit ci-dessus, la technique FSI/VOF a été utilisée pour illustrer les résultats de l'interaction particule/substrat lors de l'impact et de la solidification des lamelles. Dans cette section, l'influence de la variation de vitesse à l'impact a été examinée pour les mêmes conditions limites du problème. La figure 3.4 montre la variation dans le temps du facteur d'impact pour les trois cas de vitesse. Dans cette section, l'influence de la variation de vitesse à l'impact a été examinée pour les mêmes conditions limites du problème. La figure 3.5 montre la variation dans le temps du facteur d'impact pour les trois cas de vitesse. Pour une vitesse d'impact de 3m/s, la gouttelette atteint un facteur

d'étalement de maximum 4.5 à t = 6.7ms et elle diminue jusqu'à une valeur asymptotique d'environ 3.72.

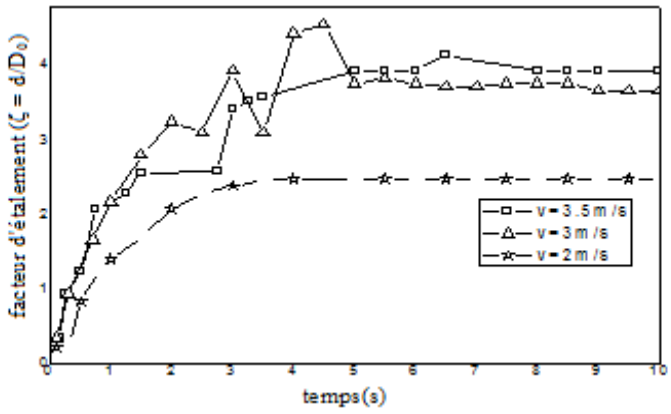
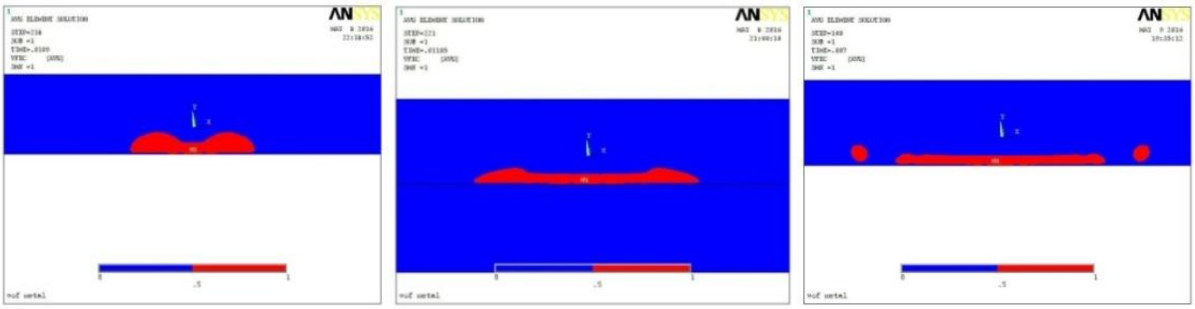


Figure3.5 : Facteur d'étalement pour Les 3 Cas

L'effet de la variation dynamique de l'impact sur le facteur d'étalement a été étudié ici. La variation du facteur de propagation en fonction du temps et pour plusieurs valeurs de vitesse d'impact, montre que les valeurs maximales du facteur d'étalement se stabilisent autour de 2.4 et 4 lorsque u =2m/s et 3.5m/s, respectivement. Pour une bonne interprétation de ces résultats, les trois formes de lamelles qui résultent de l'impact des trois cas étudiés sont illustrées sur la figure 3.5.



u =2m/s *u = 3m/s* *u = 3.5m/s*

Figure 3.6 : Forme de La Lamelle pour les trois cas étudiés

Comme observé, l'épaisseur de la lamelle diminue pour (u = 3.5 m/s) par rapport au cas de référence (u =3m/s),se traduisant ainsi par une amélioration de la vitesse de solidification et en l'absence de phénomènes de recul. Malheureusement, la lamelle éclate partiellement pour ce cas, entraînant ainsi la formation de poches d'air lors de l'empilement des couches. Dans le cas où la vitesse est inférieure à la vitesse de référence (u=3m/s), la particule ne se propage pas et l'énergie cinétique de déformation est inférieure aux forces visqueuses.

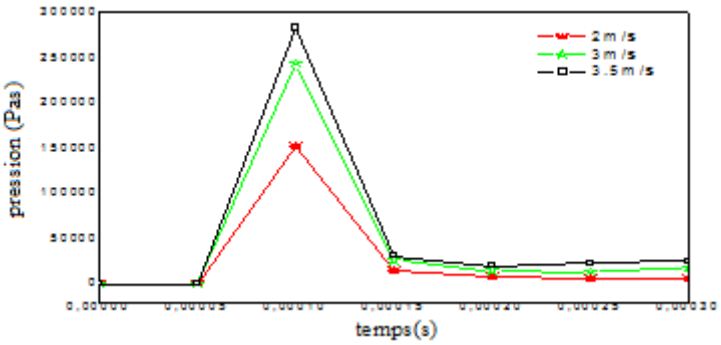


Figure 3.7: Pression d'impact pour les cas étudiés.

La figure 3.7 présente les distributions de pression sous l'impact des gouttelettes pour les trois cas étudiés. La vitesse d'impact se révèle proportionnelle à la pression d'impact, ce qui permet un contact plus ou moins important dans les cas où la vitesse est supérieure à 2m/s et la pression générée est (~250 kPa).La vitesse d'impact à une influence directe sur le temps d'étalement de la goutte et sur le diamètre maximum atteint par la lamelle.

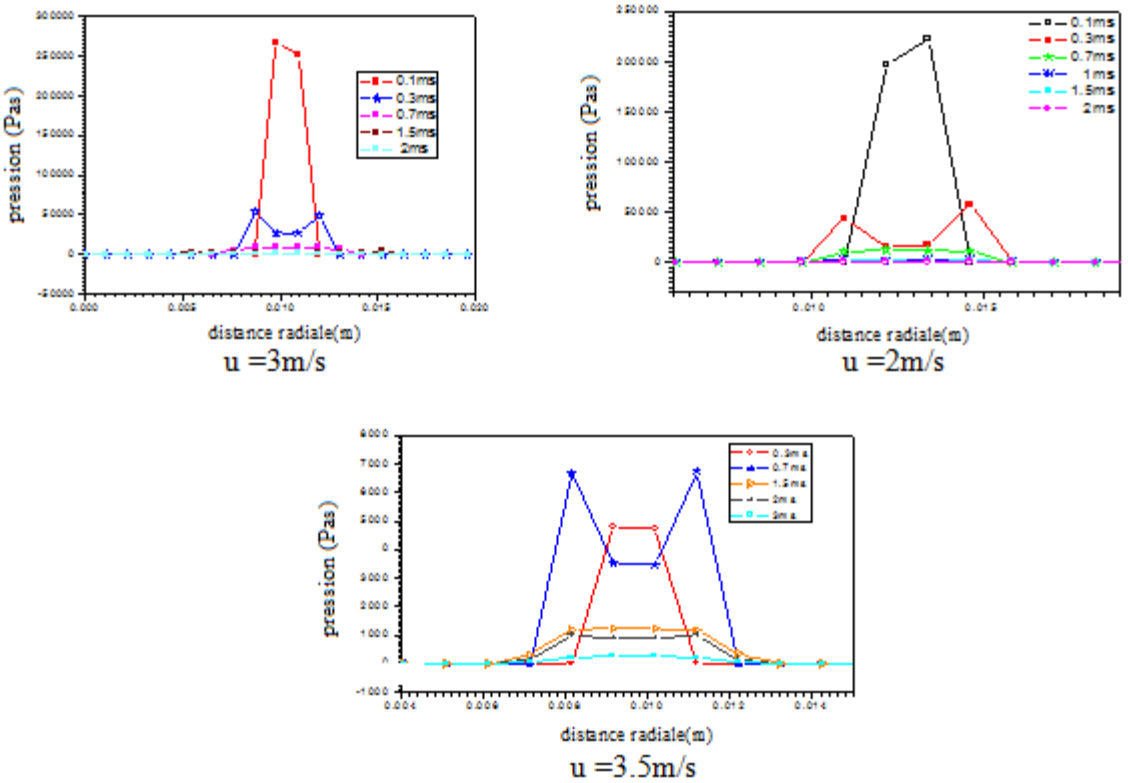


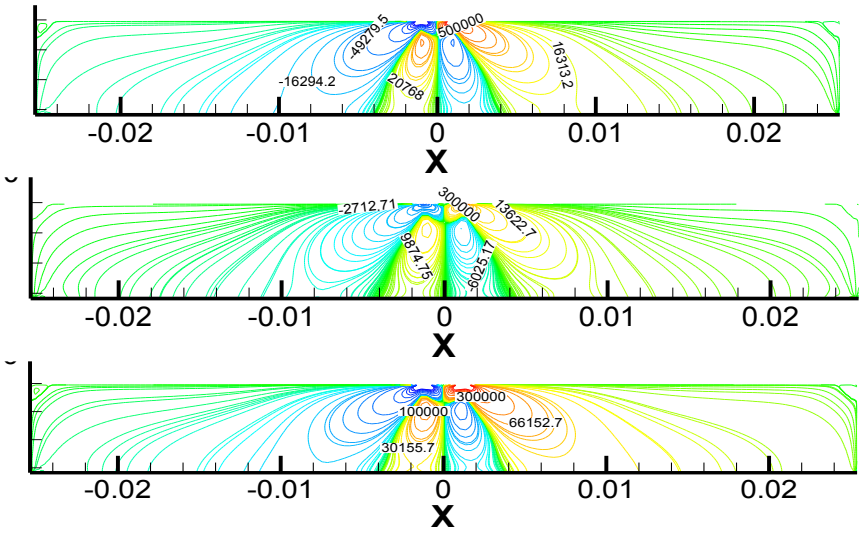
Figure3.8 : Pression d'impact séquentiel.

Figure3.8 montre la répartition de la pression à l'interface d'épandage et pour différentes périodes. Pour les deux cas de vitesse (u=3m/s et 3.5m/s) et au moment de l'impact, la pression atteint un pic de 200kPas après un temps d'environ 0.1 ms. Cette pression agit sur une petite surface de contact rayonnante de l'ordre de 2mm. L'action d'une telle pression

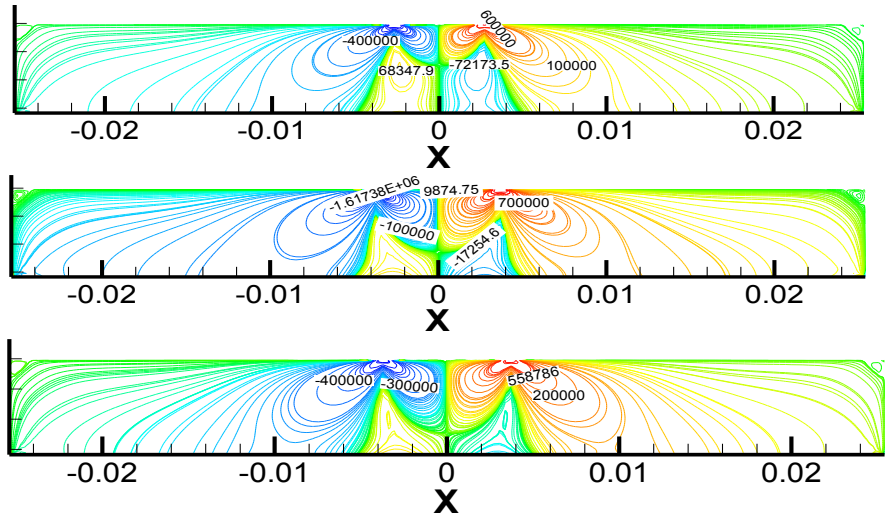
diminue progressivement avec le temps. Contrairement au cas de u=2 m/s, la valeur de la pression est faible.

3.2.2 Déformation et concentration des contraintes sur le substrat

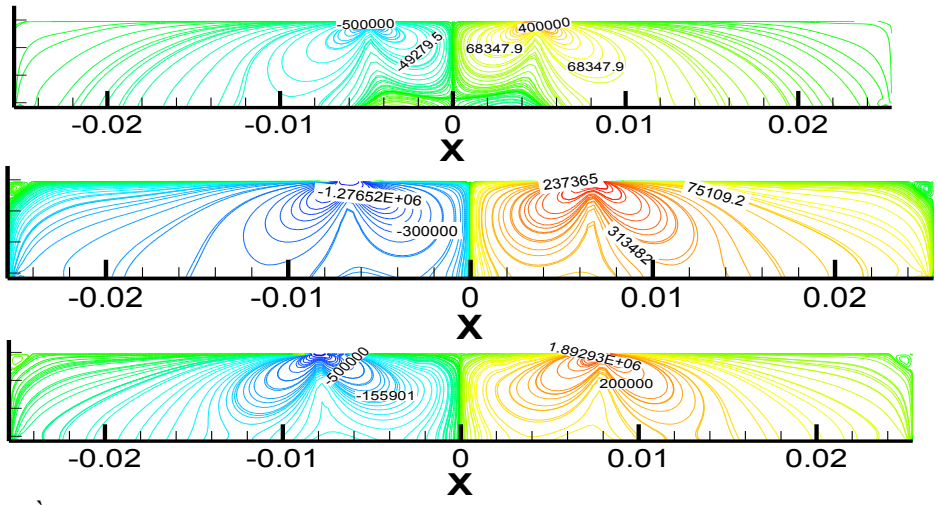
La concentration de contraintes sur le substrat et les déformations associées sont inspectées ici pour donner une explication mécanique de l'interaction particule/substrat.Sur la figure 3.8, la distribution temporelle des contraintes (contrainte xy) est présentée dans le plan xy du substrat et pour différentes valeurs de vitesse.Il est noter que la déformation des particules après le choc contre le substrat et lors de l'étalement entraîne un cisaillement par frottement des couches minces adjacentes à la surface au niveau de la zone environnante. L'interaction de ces couches à proximité de la surface génère la contrainte de traction résiduelle à proximité de la surface à proximité figures 3.9,3.10.Le niveau de contrainte est élevé lorsque la vitesse est importante et il se propage radialement sur l'interface de contact et presque avec la même intensité. La présentation spatiale des contraintes développées dans le substrat montre également une symétrie d'intensité et de déplacement avec les bords de la particule. Cette intensité est continuellement absorbée à l'intérieur du substrat progressivement. Pour le troisième cas de vitesse (u=3.5m/s), l'épaisseur du substrat n'a pas absorbé l'augmentation de la contrainte transversalement, où un développement de contrainte radiale considérable est observé.On peut dire que la propagation radiale des contraintes provoque davantage de déformations radiales, ce qui entraîne un éclaboussement partiel de la lamelle.



À 0,1 ms pour les trois cas de vitesse respectivement 2, 3 et 3,5 ms

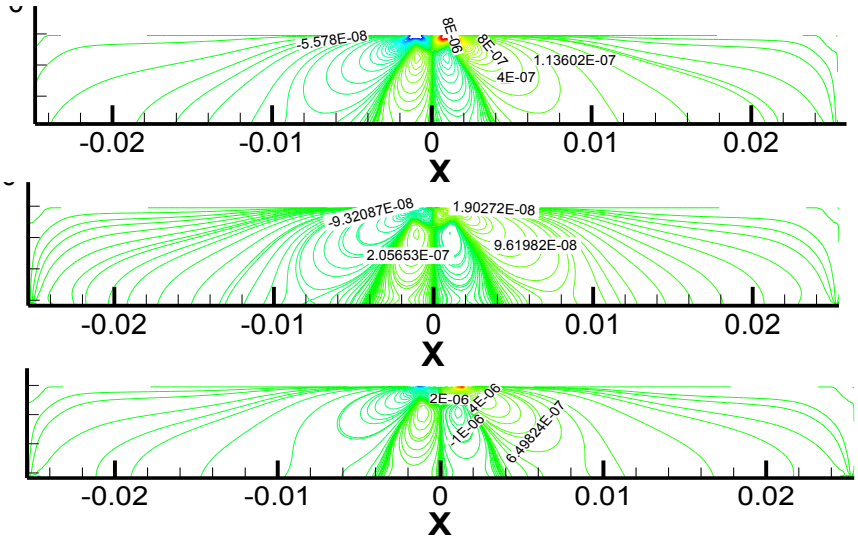


À 0.7 ms pour les trois cas de vitesse respectivement 2, 3 et 3,5 ms

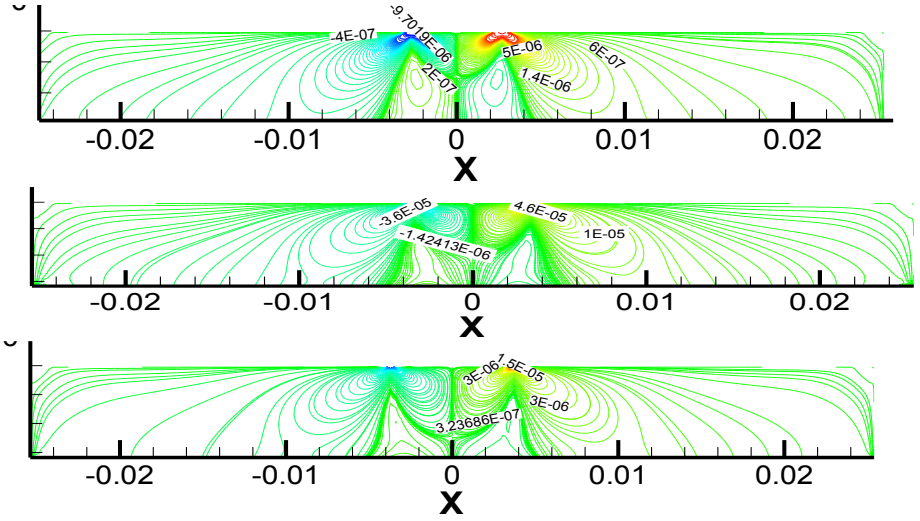


À 3 ms pour les trois cas de vitesse respectivement 2, 3 et 3,5 ms

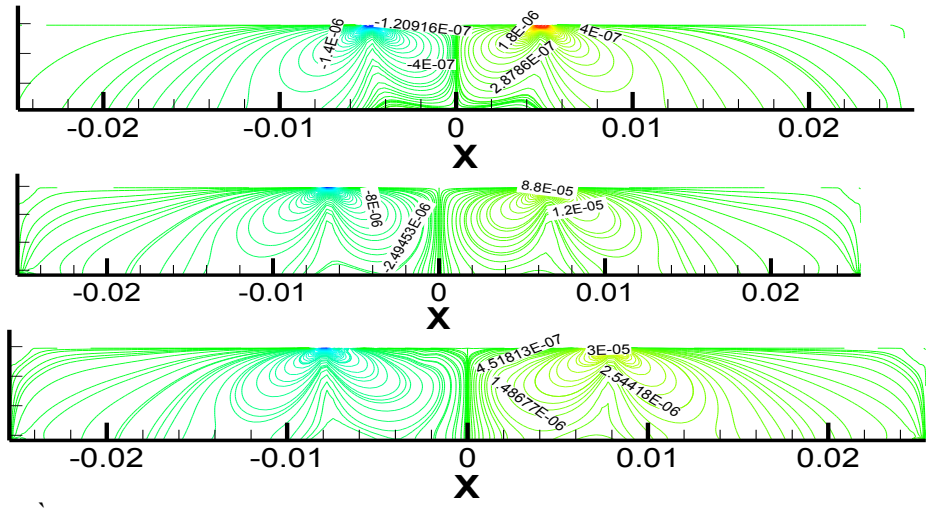
Figure 3.9: Représentation spatiale des contraintes XY pour les 3 études de cas



À 0,1 ms pour les trois cas de vitesse respectivement 2, 3 et 3,5 m / s



À 0,7 ms pour les trois cas de vitesse respectivement 2, 3 et 3,5 m / s



À 3 ms pour les trois cas de vitesse respectivement 2, 3 et 3,5 m / s

Figure 3.10: Représentation spatiale de la déformation XY pour le 3 cas études

Les figures3.11 et 3.12 montrent, respectivement, l'historique du déplacement vertical et le contrainte de Von Mises sur le point d'impact du substrat depuis l'impact jusqu'au refroidissement final. Ces résultats ont été obtenus en utilisant le modèle couplé thermiquement. Il semble que l'impact induit des contraintes maximales présentées par des pics et génère des déplacements de la déformation verticale dans le substrat. Ces contraintes sont relâchées lors de l'étalement, comme l'illustre l'oscillation avec des pics décroissant jusqu'à l'équilibre. Dans le cas de u =3.5 m/s et t = 1.5 ms, les contraintes sont relativement importantes et provoquent une contrainte de traction sur la particule, ce qui justifie l'éclaboussement partiel de ce dernier pour retrouver un nouvel état d'équilibre avec l'établissement d'un nouvel équilibre mécanique.

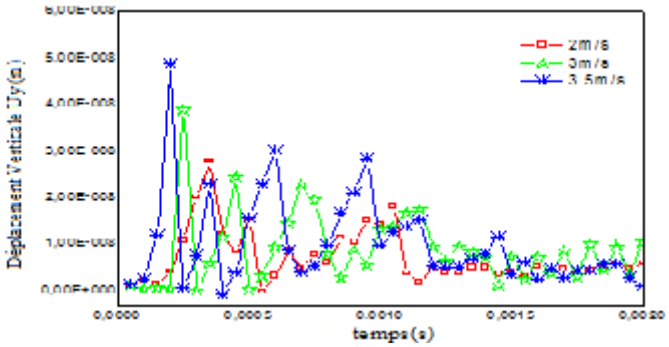


Figure3.11 : Déplacement vertical du point d'impact au fil du temps

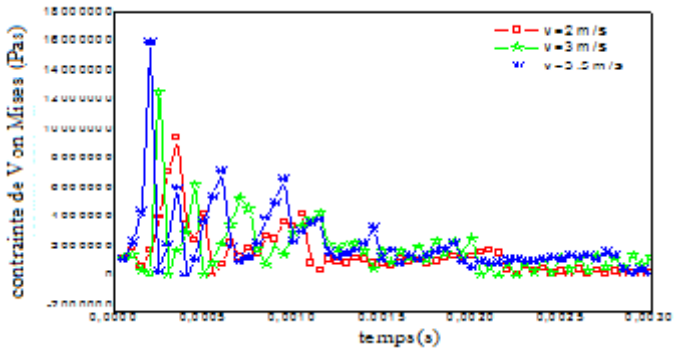


Figure3.12 : Contrainte de Von Mises au point d'impact au fil du temps

2eme contribution :Etude de l'influence de l'oxydation des substrats sur la formation de lamelle pour un dépôt d'aluminium lors de l'impact des particules d'aluminium creuse :

Les travaux de cette contribution se situent dans le cadre d'une meilleure compréhension de la construction d'un revêtement par projection plasma. Ils portent sur l'étude numérique de la formation de lamelle sur substrat chaud et qui après empilement conduit au revêtement. Le modèle 2D cartésien est utilisé pour étudier l'impact, l'étalement et la solidification d'une goutte en aluminium en présence de défaut d'air, sur un substrat en acier d'outil en présence de couche d'oxyde.

3.3.1 Description du domaine d'application

Dans cette étude nous proposons de simuler et d'étudier le refroidissement et la dynamique de l'impact d'une particule en aluminium creuse (présence de bulle d'air), on a quatre cas à présenter (0% - 25% -50% -75%).

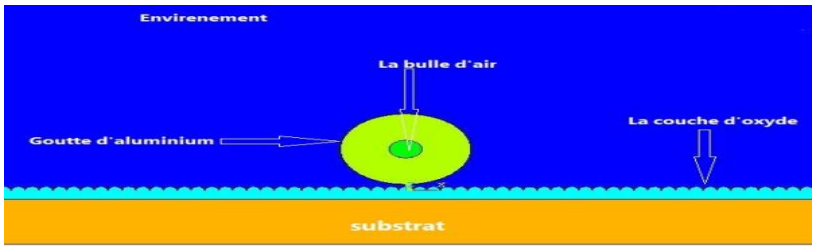


Figure3.13 : Impacts d'une particule d'aluminium totalement fondue

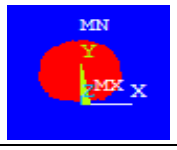
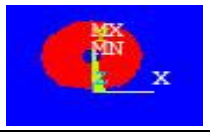
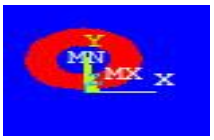
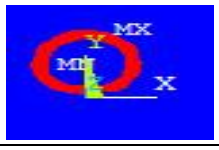
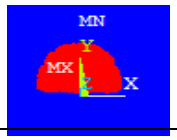
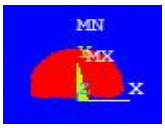
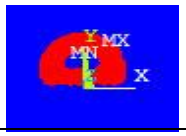
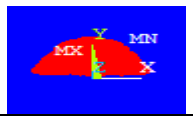
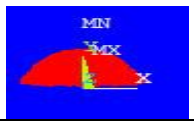
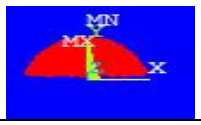
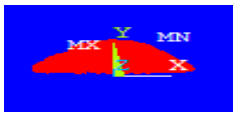
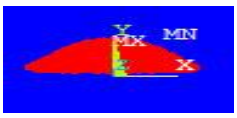
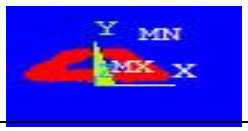
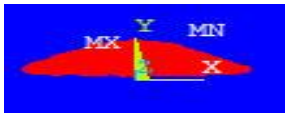
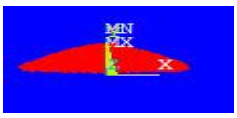
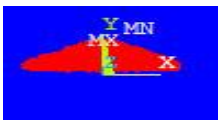
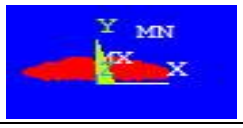
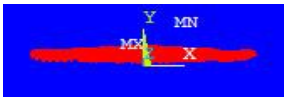
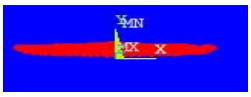
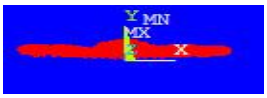
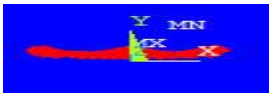
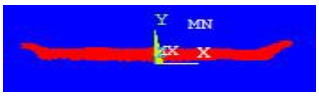
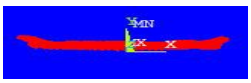
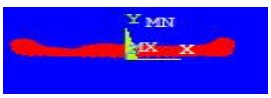
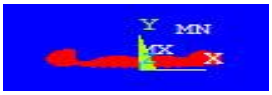
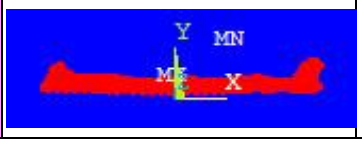
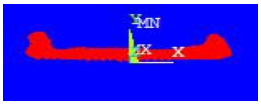
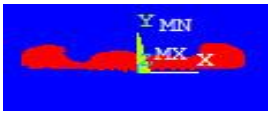
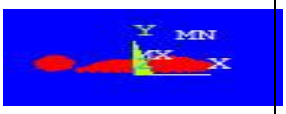
t(s)	0%	25%	50%	75%
0.1				
0.3				
0.5				
0.7				
1				
3				
5				
7				

Figure 3.14 : Comparaison entre les quatre cas.

3.3.2 Facteur d'impact pour quatre cas

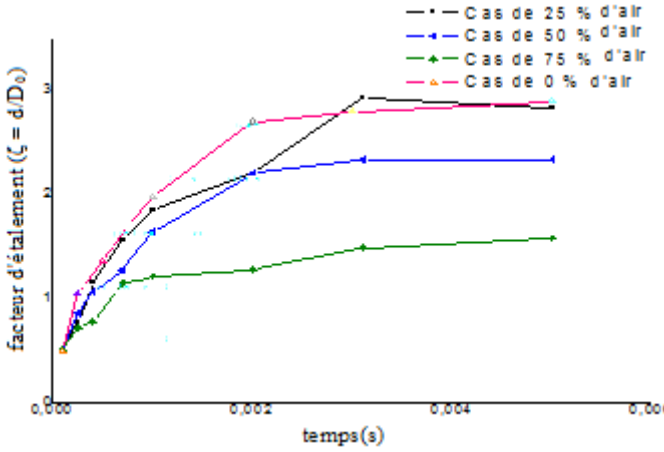


Figure3.15: Comparaison entre les facteurs d'impact pour les quatre cas.

La figure3.15 représente une comparaison entre les facteurs d'étalement des quatre cas où on peut dire finalement que plus le pourcentage de l'air présent dans la goutte est grand plus l'étalement est faible qui est marqué par un rebond grand.

3.3.3 Profiles de température dans le temps au point de contact pour quatre cas

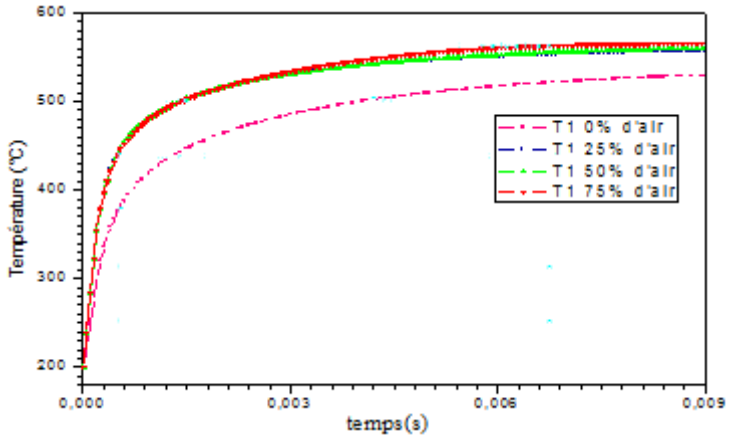


Figure3. 16: Profils de température dans le temps au point de contact pour les quatre cas**.**

Dans la figure3.16 qui représente une comparaison des profils de température au point de contact entre les quatre cas. On note que la température de substrat augmente un peu plus dans le cas de 75% T=575°C que dans les deux autres cas 25% (T=540°C) et 50% (T=530°C). Et on note une température plus moins que dans 0% (T=500°C).

3.3.4 Variation de la pression au point d'impact pour les quatre cas

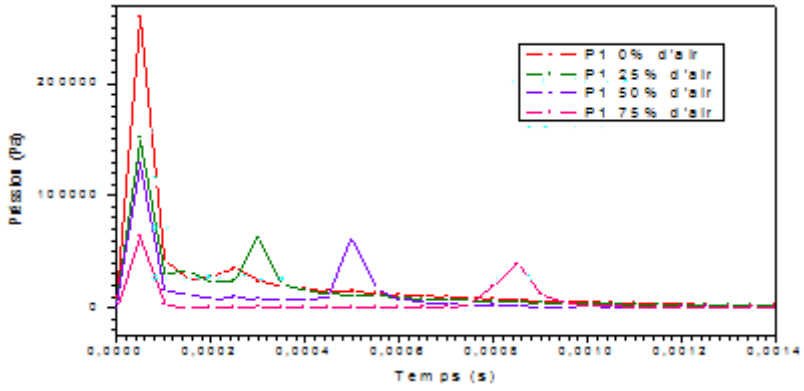


Figure3.17: Comparaison la variation de la pression au point d'impact pour les quatre cas.

Figure3.7 représente une comparaison des profils de pression au point de contact des quatre cas,où il est clairement marquant que :

- au moment d'impact, l'augmentation de pression est différente pour les quatre cas tel que P= 260KPa pour 0%, P=150KPa pour 25%, P=140KPa pour 50% et P=60KPa pour 70%.

- Le retard de deuxième augmentation est aussi différent entre eux. Ce qui est du toujours à l'augmentation de pourcentage de l'air.

3eme contribution :Etude d'Impact incliné de la particule d'aluminium creuse Pendant le processus de projection thermique en utilisant la méthode VOF et éléments finis

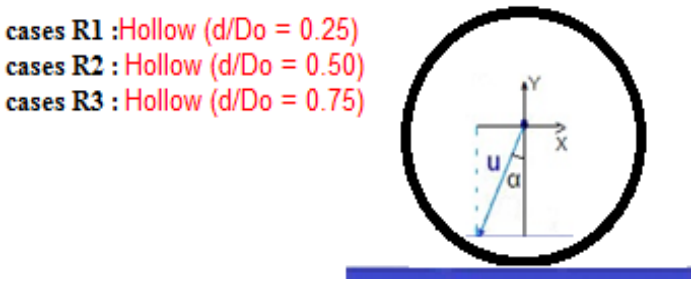


Figure 3.18: Configuration des Conditions d'impact Proposées.

Dans cette partie nous proposons d'étudier la simulation du refroidissement et la dynamique de l'impact d'une particule creuse d'aluminium (bulle) déposée sur un substrat en acier pour les trois cas (R1, R2, R3) peut la présence d'air, et pour le but d'étudier l'influence de degré d'inclinaison à l'impact d'une particule creuse (α = 0 °, α = 8 °, α = 10 °, α = 12 °, α = 15°), comme le montre sur la (Figure 3.19).

Figure3.19 illustre les profils de pression pour les trois cas sur le point d'impact lors de l'étalement de la goutte. Initialement la pression est plus élevée à l'impact (sous la lamelle) ce qui produit une faible résistance de contact, où une bonne interaction goutte/substrat au premier boîtier R1, la pression qui est nécessaire pour une bonne fixation mécanique, est faible pour le deuxième cas R2 et cela n'est presque pas suffisant pour le troisième cas R3. Cela s'applique quel que soit l'angle d'impact étudié, on peut donc le dire :

• Lorsque le pourcentage d'air est supérieur à 50%, la fixation mécanique devient défavorable.

• L'angle d'impact n'influence pas la pression de liaison des particules creuses

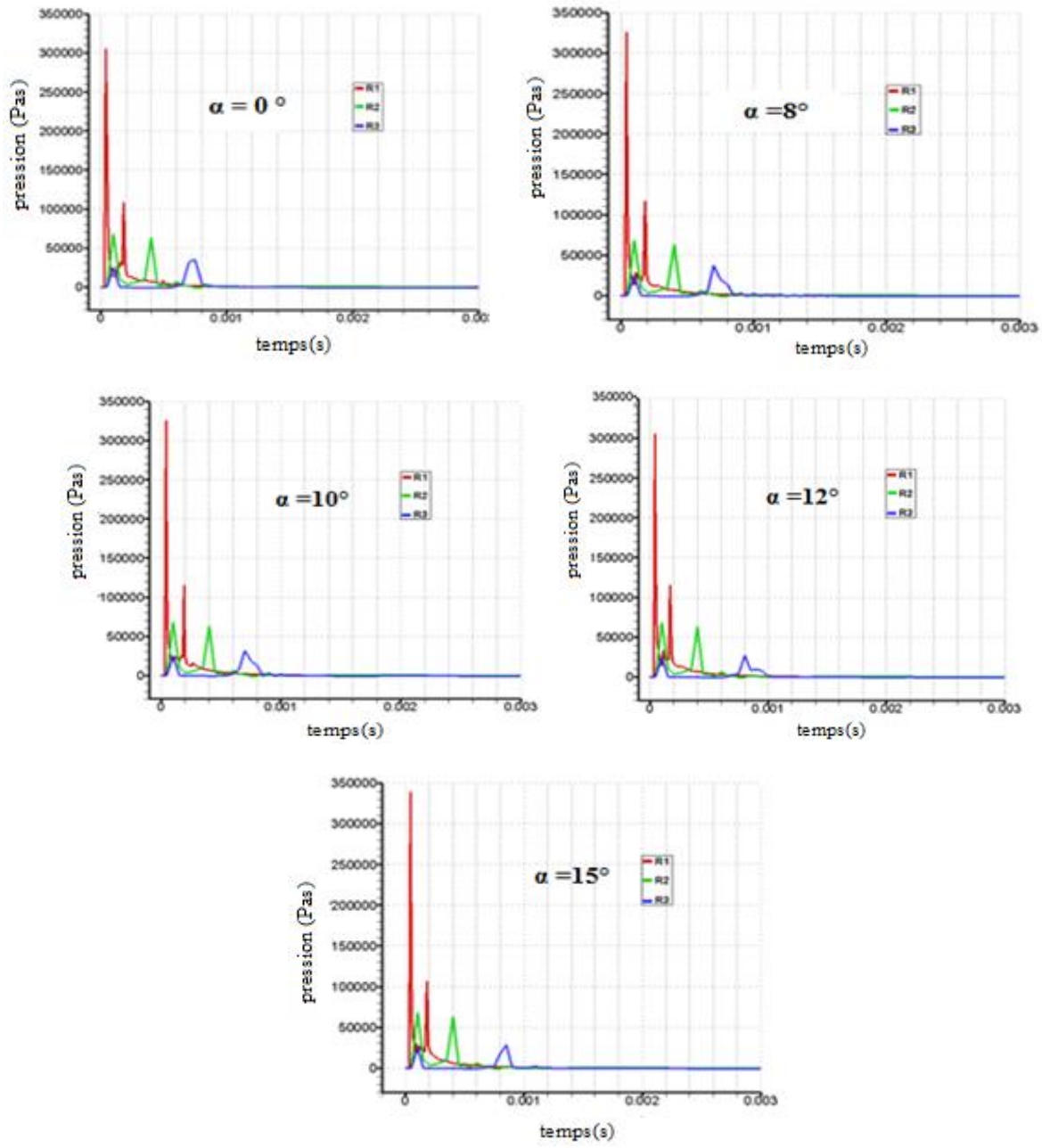


Figure 3.19: La pression au point d'impact d'une Particule avec différents Angles d'inclinaison.

Figure3.20 montre les résultats numériques des profils de température au cours du temps pour les trois cas de diamètre vide au point de contact lors de l'étalement des gouttes de substrat, on note que le premier contact de la goutte avec le substrat, la température augmente rapidement jusqu'à une valeur maximale suivie d'un gradient décent presque constant pour un angle d'impact 10, et toute évidence que la fraction de vide, la pente diminue de manière significative vers les 50 ci-dessus, et cependant la bande le taux de solidification. D'autre part, un angle d'impact plus élevé 10 influence grandement le refroidissement des gouttelettes avec un taux de vide supérieur à 50, la température maximale ou diminue.

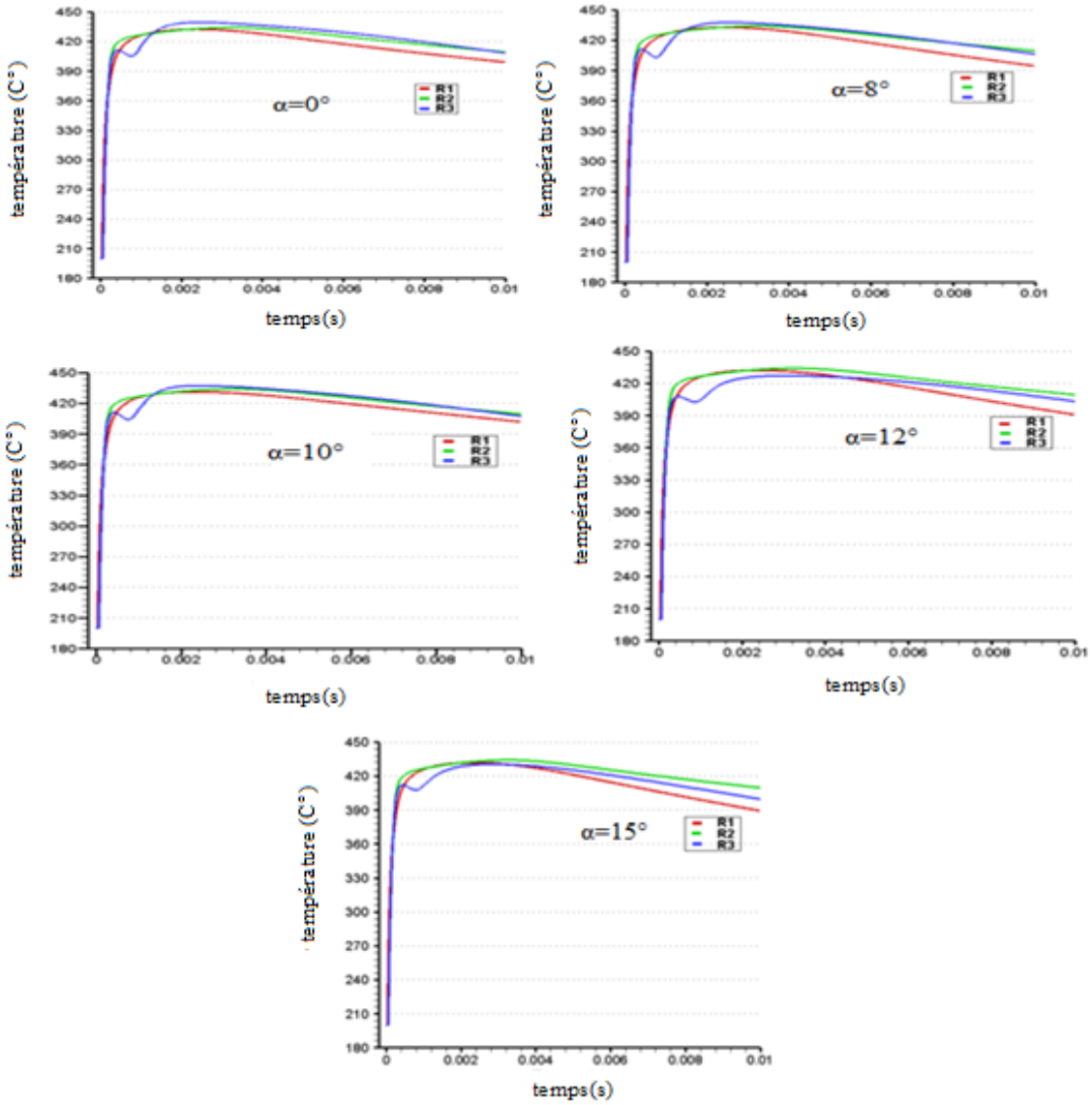


Figure 3.20: Profils de température dans le temps à L'interface du substrat de la lamelle pour les trois cas étudiés et pour différents d'Angles d'impact.

La figure 3.21 Pour chaque observation (α) lors de l'impact pour les trois cas étudiés, la gouttelette d'étalement se stabilise et prend la forme de la lame finale au temps t=1.2-1.4ms (R1), t =1.4 - 2ms (R2), et t =0.3-1ms (R3). Les résultats numériques du modèle présenté sont similaires dans les trois cas, où les changements de facteurs au fil du temps gardent le même rythme ou se propagent ;

- La taille de la plaque est inversement proportionnelle à la vitesse de creux de la goutte.
- La taille de la lame est infectée négativement à un angle α plus grand impact a10°

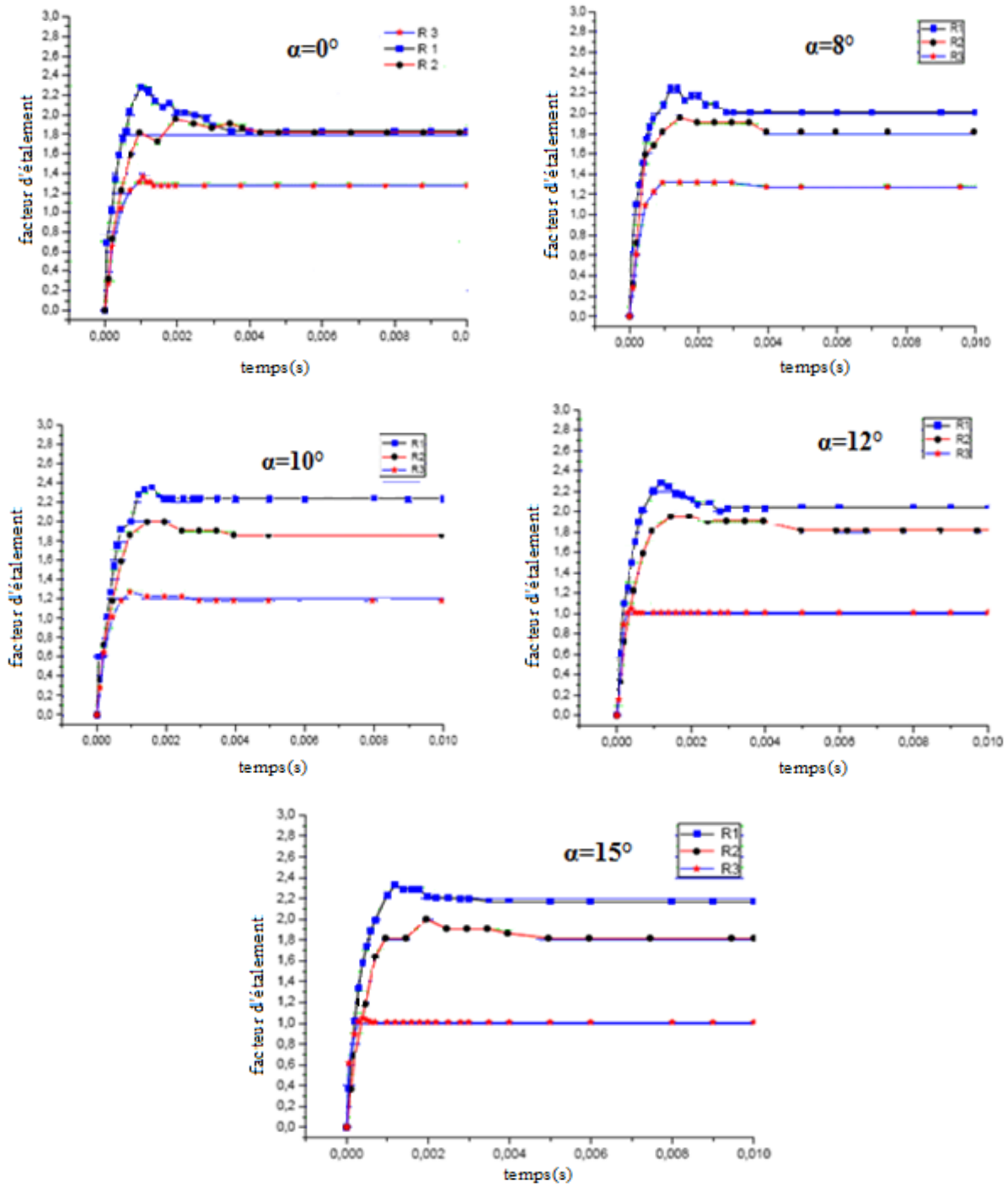


Figure 3.21: Facteur d'étalement pour un impact de particule pour différents Angles d'impact (α) pour trois cas.

Conclusion

Pour la première étude on a observé que la concentration de contraintes relativement élevées à l'interface, pour des vitesses importantes pouvait provoquer des déformations qui se propageaient le long de l'interface. Créant ainsi une taille critique et éclaboussant de défauts d'adhérence.

Pour la deuxième étude on a que la pression est plus élevée au point d'impact (sous la lamelle) qui produise une bonne adhérence entre la goutte et le substrat. Alors, la pression d'impact des particules est liée à l'adhérence à la paroiet la pression est influencée par le diamètre de vide. La formation de lamelle dans le premier cas (R1) est bien étalée, donc le diamètre de vide joue un roule important sur la formation de lamelle.

Pour la troisième partie, on a présenté un modèle est utilisé pour étudier l'impact des particules d'alliage d'aluminium creux 380 sur un substrat en acier à outils H13. Le modèle est en bon accord avec l'expérience et les données numériques précédentes. En procédé de projection thermique, une particule creuse peut exister au voisinage du substrat. D'après les simulations numériques réalisées, le présent modèle a montré que l'impact oblique de la particule creuse à un effet significatif sur la forme de l'éclaboussure.

Conclusion générale

Ce travail vient compléter la compréhension des mécanismes impliqués dans la projection thermique et en particulier comment les particules d'aluminium affectent un substrat solide.

Dans la première partie, Au début nous avons utilisé un modèle expérimental proposé par Xue et al pour valider le modèle numérique qui est basé sur la méthode des éléments finis, résolu par le programme Ansys. On peut constater que le comportement dynamique de la gouttelette dans l'ensemble donne un bon accord à celui de l'exemple proposé, Puis nous avons illustré la technique FSI/VOF pour étudié l'interaction particule/substrat lors de l'impact et de la solidification des lamelles. Pour cela On utilisé le code Ansys qui base sur la méthode des éléments finis qui vient de la décomposition du domaine d'étude en éléments (représentés par un maillage). Qui sauve les étapes principales suivantes Discrétisation du domaine dans un nombre fini de sous-domaines (éléments). Choix des fonctions d'interpolation. Développement de la matrice d'élément pour le sous-domaine (élément). Assemblage des matrices d'élément Imposition des conditions de frontière. Solution des équations. Après traitement (Affichage des résultats, …). Pour L'interaction entre le fluide et la structure on a utilisé deux Méthodes de Couplage les méthodes de couplage unidirectionnel ou bidirectionnel. Un domaine qui doit être résolu est la dynamique des fluides, l'autre est la dynamique des structures. A la frontière entre les fluides et les solides, l'interface fluide-structure, information pour La solution est partagée entre le solveur fluide et le solveur structure.

Ce qui nous permet d'obtenir les résultats qui a divisé en trois Contribution

- Pour la premier Contribution on a menée dans le but de fournir plus de détails sur les phénomènes dynamiques et thermiques qui apparaissent à l'échelle macro-métrique. Le comportement mécanique et thermique de l'étalement d'une particule d'alumine sur un substrat en acier a été contrôlé numériquement en utilisant le modèle FSI basé sur la méthode de discrétisation par éléments finis. Trois cas de vitesse d'impact ont été considérés.

- La validation de nos prédictions par rapport aux données expérimentales a révélé une bonne concordance pour les différents cas considérés.
- Le modèle utilisé a ainsi montré qu'une vitesse d'impact inférieure à la vitesse de référence ne permet pas la formation d'une lamelle, alors que pour une vitesse plus élevée la lamelle éclabousse partiellement ou totalement proportionnellement à la vitesse d'impact.
- La distribution des champs de contraintes et de déformations dans le substrat et l'interface a également été examinée. On a observé que la concentration de contraintes relativement

élevées à l'interface pour des vitesses importantes pouvait provoquer des déformations qui se propageaient le long de l'interface, créant ainsi une taille critique et éclaboussant de défauts d'adhérence.

- Pour la deuxième Contribution on a Etudier l'influence de l'oxydation des substrats sur la formation de lamelle pour un dépôt d'aluminium lors de l'impact des particules d'alumine creuse on a pu faire les constatations suivantes :

- la pression est plus élevée au point d'impact (sous la lamelle) qui produise une bonne adhérence entre la goutte et le substrat.
- la pression d'impact des particules est liée à l'adhérence à la paroi, et la pression est influencée par le diamètre de vide.
- La formation de lamelle dans le premier cas R1est bien étalée, donc le diamètre de vide joue un rôle important sur la formation de lamelle.

- Pour la troisième Contribution on a présenté le modèle numérique d'impact des particules d'alliage d'aluminium creux sur un substrat en acier à outils H13 380. Le modèle choisie montre

- Lorsque le pourcentage d'air est supérieur à 50%, la fixation mécanique devient défavorable.
- L'angle d'impact n'influence pas la pression de liaison des particules creuses
- d'impact plus élevé 10^{o} influence grandement le refroidissement des gouttelettes avec un taux de vide supérieur à 50٪ , la température maximale ou diminue.
- La taille de la plaque est inversement proportionnelle à la vitesse de creux de la goutte.
- La taille de la lame est infectée négativement à un angle α plus grand impact a10°

En fin la méthode FSI/VOF utilisée pour étudier interaction fluide/structure présente plusieurs avantages. Bien qu'il soit difficile à maîtriser et réalise. Le travail que nous avons fait en utilisant cette méthode on a constaté l'effet de la goutte sur le substrat à revêtue. Nous avons vu les contraintes ou niveau de substrat et l'étalement de goutte. Par conséquent les applications de cette méthode sont larges et nous obtiendrons de très bons résultats En ce qui concerne interaction fluide/structure.

Références

[1] H.Jones.Cooling freezing and substrate impact of droplets formed by rotary atomization. Journal of Physics D: Applied Physics. vol. 4, pp. 1657-1660(1971).

[2] J.Madejski. Solidification of droplets on a cold surface.InternationalJournal of Heat and Mass Transfer.vol. 19, no. 9, pp. 1009-1013(1976).

[3] G.Trapagaand J. Szekely. Mathematical Modeling of the IsothermalImpingement of Liquid Droplets in Spraying Processes. Metallurgical TransactionsB.Vol. 22b, 901-914(1991)

[4] H. Liu, E. Lavernia, et R. Rangel, Numerical simulation of impingement of molten Ti, Ni and W droplets on a flat substrate, Journal of Thermal Spray Technology, vol. 2, pp. 369-378(1993).

[5] M.Pasandideh-Fard, J. Mostaghimi, Droplet impact and solidification in a thermal spray process: droplet-substrate interaction, Thermal Spray: Practical Solution for Engineering Problems, pp. 637-646(1996)

[6] J.Mostaghimj. Modelling droplet impact in plasma spray Processes.Pure&App/. Chem.,Vol, 70, No. 6, pp. 1209-1215(1998).

[7] R.C.Dykhuizen, M.F. Smith, D.L. Gilmore, R.A. Neiser, X. Jiang, and S. Sampath, Impact of high velocity cold spray particle, Journal of Thermal Spray Technology, vol. 8, no. 4, pp. 559-564(1999).

[8] M.Grujicic, J.R. Saylor, D.E. Beasley, W.S. De Rosset, and D. Helfritch, Computational analysis of the interfacial bonding between feed-powder particles and the substrate in the cold-gas dynamic-spray process,Applied Surface Science, vol. 219, no. 3-4, pp. 211-227 (2003).

[9] M.Pasandideh-Fard, S. Chandra, and J. Mostaghimi, A three-dimensional model of droplet impact and solidification, International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 45, pp. 2229-2242(2002).

[10] J.Mostaghimi, 1, 2 Mohammad Pasandideh-Fard, 1and Sanjeev ChandraDynamics of Splat Formation in Plasma Spray Coating Process. Plasma Chemistry and Plasma Processing, Vol. 22, No. 1, March.(2002)

[11] Cédric Le Bot (1), EricArquis (1), Didier Delaunay (2) Impact et solidification de gouttes de métal sur substrat 16ème Congrès Français de Mécanique Nice, 1-5 septembre (2003)

[12] R.Ghafouri-Azar, S. Shakeri, S. Chandra, J. Mostaghimi Interactions between molten metal droplets impinging on a solid surface. International Journal of Heat and Mass Transfer 46 1395–1407 (2003)

[13] Zhi-Qiang Feng .Sur la modélisation d'un problèmemulti-physique : la projection à plasma. Laboratoire de Mécanique et d'Energétique d'Evry .Université d'Evry Val d'Essonne .40 rue du Pelvoux, 91020 Evry. feng@iup.univ-evry.fr. Giens(2005).

[14] S.Kamnis, and S. Gu, Numerical modelling of droplet impingement, Journal of Physics D: Applied Physics, vol. 38, pp. 3664-3673 (2005).

[15] S.Chandra, and P. Fauchais, Formation of solid splats during thermal spray deposition, Journal of Thermal Spray Technology, vol. 18, pp. 148-180 (2009).

[16] E.Martin. Valdez, pellouranga, katsuhirofuchigami, h. Shibata, andalan w. Cramb.Controlled Undercooling of Liquid Iron In Contact with Al2O3 Substrates under Varying Oxygen Partial Pressures.metallurgical and materials transactions b. vol37B. 811. February 11 (2006).

[17] H.B.Parizi, L. Rosenzweig, J. Mostaghimi, S. Chandra, T. Coyle, H. Salimi, L. Pershin, A. McDonald, and C. Moreau .Numerical Simulation of Droplet Impact on Patterned Surfaces.Journal of Thermal Spray Technology.vol 16. JTTEE5 16:713–721(2007).

[18] M.Y. Zhang, H. Zhang, and L.L. Zheng, Simulation of droplet spreading, splashing and solidification using smoothed particle hydrodynamics method, International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 51, no. 13-14, pp. 3410-3419 (2008).

[19] M.Bouneder, M. El Ganaoui, B.Pateyron, P. Fauchais.Relevance of a thermal contact resistance depending on the solid/liquid phase change transition for sprayed composite metal/ceramic powder by direct current plasma jets. C. R. Mecaniquevol.336. 592–599 (2008)

[20] W.Y. Li, and W. Gao, Some aspects on 3D numerical modeling of high velocity impact of particles in cold spraying by explicit finite element analysis, Applied Surface Science, vol. 255, 7878-7892 (2009).

[21] A.Moridi, S.M. Hassani-Gangaraj, and M. Guagliano,A hybrid approach to determine critical and erosion velocities in the cold spray process, Applied Surface Science, vol. 273, 61- 624 (2013).

[22] M.Zirari, A. Abdellah El-Hadj, and N. Bacha, Numerical analysis of partially molten splat during thermal spray process using the finite element method, Applied Surface Science, vol. 256, no. 11, pp. 3581-3585(2010).

[23] A.Abdellah El-Hadj, M. Zirari, and N. Bacha, Numerical analysis of the effect of the gas temperature on splat formation during thermal spray process, Applied Surface Science, vol. 257, no. 5, 1643-1648 (2010).

[24] C.MOREAU, J. F BISSON, R. S. LIMA, B. R MARPLE, Diagnostic for advanced materialsprocessing by plasma spraying, Pure Appl. Chem., 77 (2), p 443-462 (2005)

[25] A.A.SYED, A.DENOIRJEAN, P. DENOIRJEAN, J.C LABBE, P. FAUCHAIS, Investigation ofphenomena influencing properties of plasma sprayed ceramic-metal compositedeposits, High Temperature Material Processes, 8 (2), p 253-272 (2004)

[26] ASIF ANSAR SYED, Co-projection d'alumine et d'acier inoxydable par plasma d'arc. Thèsedel'université de Limoges N° d'ordre 3-2004 (2004)

[27] H.SINGH, B. S. SIDHU, D. PURI, S. PRAKASH, Use of plasma spray technology for depositionof high temperature oxidation/corrosion resistant coatings – a review, Materials andCorrosion, 58, (2), p 92-102 (2007)

[28] Thermal Spraying, (pub.) American Welding Soc., Miami, Etats-unis, 1985.

[29] H. HERMAN, S. SAMPATH, R. MCCUNE, Thermal Spray : Current status and future trends, MRS Bulletin, 25 (7),pp 26-31 (2000)

[30] H. HERMAN, S. SAMPATH, Plasma spray forming, Ind. Ceram., 18 (1), pp 29-32. (1998)

[31] M. BONCOUER, P. FAUCHAIS, A. GRIMAUD, G. SHNEDECKER, Torche à plasma d'arc à stabilisation par grainagegazeux, Brevet Française 94-11949, Octobre (1984).

[32] E. PFENDER, Electric arcs and arc gas heaters, in Gaseous Electronics - Vol. 1, (ed.) M.N. HIRSH, H.J. OSKAM, (pub.) Academic Press, New York, USA, ,pp 291-398. (1978)

[33] M. I. BOULOS, P. FAUCHAIS, E. PFENDER, Thermal plasmas: Fundamentals and applications- Vol. 1, (pub.) Plenum Publishing Corporation, New York, USA, (1994).

[34] M.P. PLANCHE, Z. DUAN, O. LAGNOUX, J.V. HEBERLEIN, J.F. COUDERT, E. PFENDER, Study of arc fluctuations withdifferent plasma spray torch configurations, in Proc. 13th International Symposium on Plasma Chemistry, (ed.)C.K. Wu, pp 1460-1465.(1997)

[35] J.F. COUDERT, M.P. PLANCHE, P. FAUCHAIS, Velocity measurement of dc plasma jet based on arc rootfluctuations, Plasma Chem. & Plasma Process., 15 (1), , pp 47-70. (1995)

[36] M.P. PLANCHE, Contribution à l'étude des fluctuations dans une torche à plasma. Applications à ladynamique de l'arc et aux mesures de vitesse d'écoulement, Ph.D. Thesis, University of Limoges, France, OrdreNo. 37-1995 (1995).

[37] S.A. WURTZKE, E. PFENDER, E.R.G. ECKERT, Study of electric arc behavior with superimposed flow, IAAAJournal, 5 (4),pp 707-719.(1967)

[38] C. GORSE, Contribution au calcul des propriétés de transport des plasma des mélanges Ar-H2 et Ar-N2,Thèse de Doctorat, Université de Limoges, France, (1975).

[39] IUPAC Sub commission on Plasma Chemistry, Thermodynamics and transport properties of pure andmixed thermal plasmas atLTE, Pure Appl. Chem., 6,pp 1221. 1982

[40] B. PATEYRON, M.F. ELCHINGER, G. DELLUC, P. FAUCHAIS, Thermodynamic and transport properties of Ar- H2 andAr-He gases used for spraying at atmospheric pressure – Part 1 : Properties of the mixtures, Plasma Chem.Plasma Proc., 12 (4),pp 421-448 (1992)

[41] P. FAUCHAIS, J.F. COUDERT, M. VARDELLE, A. VARDELLE, A. DENOIRJEAN, Diagnostics of thermal spraying plasmajets, J. Thermal Spray Technology, 1 (2), pp 117-128 (1992)

[42] M. RAHMANE, G. SOUCY, M.I. BOULOS, Enthalpy probe calibration and measurements under plasmaconditions, Plasma Chem. & Plasma Process., 16 (1), pp 169S-190S (1996)

[43] P. FAUCHAIS, J. COUDERT, M. VARDELLE, A. VARDELLE, A. DENOIRJEAN, Diagnostics of thermal spraying plasmajets, in Plasma Spraying-Theory and Applications, (ed.) R. Suryanarayanan, (pub.) World Scientific Pub. Co.,Singapore, pp 61-94 (1993)

[44] P. FAUCHAIS, J.F. COUDERT, M. VARDELLE,Diagnostics of plasma processing, in Plasma Diagnostics, (pub.)Academic Press, Boston, USA, pp 349 (1989)

[45] C. BONET, Thermal plasma processing, Chemical Engineering Progress,pp 63-69. (1976)

[46] J. MOSTAGHIMI, P. PROULX, M. I. BOULOS, Modeling of the thermal treatment of powders in a plasma jet underdense loading conditions, in Proc. International Symposium on Plasma Chemistry 8, (ed.) K. Akaski, A.Kinburn, (pub.) University of Tokyo, 1, pp13-19. (1987)

[47] P. FAUCHAIS, A. VARDELLE, Heat, mass and momentum transfer in coating formation by plasma spraying, Int.J. Therm. Sci., 39,pp 852-870 (2000).

[48] J. L. ENGELKE, Heat transfer to particles in plasma, in A. I. Ch. E. meeting, Los Angeles, USA, (1962).

[49] B. PATEYRON, M.F. ELCHINGER, G. DELLUC, P. FAUCHAIS, Thermodynamic and transport properties of Ar-H2 andAr-He plasma gases used for spraying at atmospheric pressure : Properties of mixtures, Plasma Chem. AndPlasma Proc., 12 (4),pp 421 (1992).

[50] S. JANISSON, A. VARDELLE, J. F. COUDERT, E. MEILLOT, B. PATEYRON, P. FAUCHAIS, Plasma spraying using Ar-He-H2 gas mixtures, J. Thermal Spray Technology, 8 (4),pp 545-552 (1999).

[51] N.J. THEMELIS, Transport and chemical rate phenomena, (pub.) Gordon and Breach, (1995).

[52] E. PFENDER, Heat transfer in thermal plasmas, in Proc. Julian Szekely Memorial Symposium on MaterialsProcessing, Cambridge, Massachusetts, 5-8 October 1997, (ed.) H.Y. Sohn, J.W. Evans, D. Apelian, (Pub) TMS,(1997).

[53] A. VARDELLE, Etude numérique des transferts de chaleur, de quantité de mouvement et de masse entre unplasma d'arc à pression atmosphérique et des particules solides, Thèse de Doctorat, Université de Limoges,France, n° d'Ordre 29-87, (1987).

[54] E. PFENDER, C.H. CHANG, Plasma spray jets and plasma particulate interactions: modeling and experiment,in Thermal Spray : Meeting the Challenges of the 21st Century, (ed.) C. Coddet, (pub.) ASM International,Materials Park, OH, USA,pp 315-327 (1998).

[55] K.I. LI, M. VARDELLE, A. VARDELLE, P. FAUCHAIS, C. TRASSY, Vaporization of metal powders in plasmaspraying, in Thermal Spray : Practical Solutions for Engineering Problems, (ed.) C.C. Berndt, (pub.) ASMInternational, Materials Park, OH, USA, 1996, pp 457-552.

[56] WU S., Polymer Interface and Adhesion, 1st ed., Marcel Dekker, 1982

[57] EBNESAJJAD S., Handbook of adhesives and surface preparation, technology, applications and manufacturing, Elsevier, 2011

[58] M.JEANDIN, KOIVULUOTO H., S.VEZZU, Coating Properties, in: Modern Cold Spray, ed. J. Villafuerte, Springer, 2015, p. 107-224

[59] X. HU H, L.JIANG S, S.TAO Y, Y., XIONG T, G.ZHENG Y, Cavitations erosion and jet impingement erosion mechanism of cold sprayed Ni–Al2O3 coating, Nuclear Engineering Design, 241, 2011, p. 4929-4937

[60] S.GUETTA, Influence des conditions d'impact sur l'adhérence de cuivre projeté dynamiquement sur de l'aluminium, Thèse de doctorat, MINES ParisTech, Février 2010

[61] H. WEISS, Adhesion of advanced overlay coatings: mechanisms and quantitative assessment, Surface and Coatings Technology, 1995, 71, p. 201-207

[62] M.PETRIE E, Plastics and elastomers in adhesives, in: Handbook of Plastics, Elastomers and Composites, ed. C.A Harper, 4th éd., McGraw-Hill, 2002, p. 397-505

[63] Y. LI W, C. ZHANG, P.GUO X, DEMBINSKI L, H.LIAO, C.CODDET, Impact Fusion of Particle Interfaces in Cold Spraying and Its Effects on Coating Microstructure, in: Thermal Spray 2007: Global Coating Solutions, ed. B.R. Marple, M.M. Hyland, Y.C. Lau, C.J. Li et al., ASM, 2007, p. 60-65

[64] M.GRUJICIC, L.ZHAOC, DEROSSET W.S., HELFRITCH D., Adiabatic shear instability based mechanism for particles/substrate bonding in the cold-gas dynamic-spray process, Materials and Design, 25, 2004, p. 681-688

[65] S.KUMAR, G.BAE, LEE C., Deposition characteristics of copper particles on roughened substrates through kinetic spraying, Applied Surface Science, 255(6), 2009, p. 3472-3479

[66] PAUL S., ALDHOUS P.J., DE VILLIERS LOVELOCK H.L., Effect of blasting and spraying parameters on the adhesion of arc wire sprayed aluminum coatings, in: Proceedings of the International Thermal Spray Conference (ITSC) 2015, 11-14 May, Long Beach, California, 2015, p. 321-328

[67] R.KROMER, S. COSTIL, CORMIER J., BERTHE L., PEYRE P., COURAPIED D., Laser surface patterning pre-treatment before thermal spraying – a way to adapt and control the surface topography to the considered materials and the stresses imposed, in: Proceedings of the International Thermal Spray Conference (ITSC) 2015, 11-14 May, Long Beach, California, 2015, p. 120-128

[68] S. GOJON, Etude sur l'élaboration et la caractérisation de revêtements en alliages d'aluminium et de magnésium par projection dynamique à froid pour la réparation de pièces aéronautiques, Thèse de doctorat, (mémoire provisoire), Université de Technologie Belfort-Montbéliard, Octobre 2015

[69] C.BERNDT C, K.LIN C, Measurement of adhesion for thermally sprayed materials, Journal of Adhesion Science and Technology, 1993, 7, p. 1235-1264

[70] SILVER E., CHASSAING E., GORYACHEV S.B., Problèmes de mesure d'adhérence de revêtement métallique sur substrat métallique, Journal de Physique IV, 2003, 106, p. 131-140

[71] M.SEXSMITH, TROCZYNSKI T., Peel adhesion test for thermal spray coatings, Journal of Thermal Spray Technology, 1994, 3, p. 404-411

[72] Y. HANG, G.LIU, HUANG K., JIN W., Mechanical properties ad interfacial adhesion of composite membranes probed by in-situ nano-indentation/scratch technique, Journal of Membrane Science, 494, 2015, p. 205-215

[73] E. JOHNSTON R, J.EVANS W, Freestanding abradable coating manufacture and tensile test development, Surface & Coatings Technology, 202(4-7), 2007, p. 725-729

[74] S. AMADA, H. YAMADA, S.YEMATSU et al., Modelling and measurements of adhesive strength of thermal sprayed coatings, in: International Thermal Spray Conference, Orlando, 28 May-5 June 1992, p. 915-920

[75] S. RICKERBY D, A review of the methods for the measurement of coating-substrate adhesion, Surface and Coatings Technology, 1988, 36, p. 541-557

[76] G. FABRE, Influence des propriétés optiques et de l'endommagement de barrières thermiques EB-PVD pour la mesure d'adhérence par choc laser LASAT-2D, Thèse de doctorat, MINES ParisTech, Décembre 2010

[77] S. COSTIL, C.CODDET, G.ROSA et al., Non destructive testing for the estimation of the adhesion of plasma sprayed coatings, in: Thermal Spray 2001 : New Surfaces for a New Millennium, ed. C.C. Berndt, K.A. Khor, E.F. Lugscheider, ASM, 2001, p. 1229-1234

[78] G. ROSA, R. OLTRA, C. CODDET, S.COSTIL, Quantification of plasma sprayed coating adhesion using pulsed laser induced decohesion technique, Surface Engineering, 17(6), 2001, p. 472-476

[79] C. BOLIS, M.BOUSTIE, L.BERTHE et al, Développement du test d'adhésion par choc laser (LASAT), in: Matériaux 2002, Tours 2002, UTBM

[80] M.ARRIGONI, Etude de l'influence des rugosités d'interface, de porosités et de l'épaisseur d'échantillon sur la propagation des chocs laser dans les systèmes revêtus : application au procédé LASAT (LASer Adhérence Test), Thèse de doctorat, Université de Poitiers, Décembre 2004

[81] S. BARRADAS, JEANDIN M., BOLIS C., BERTHE L., ARRIGONI M., BOUSTIE M.,BARBEZAT G., Study of adhesion of PROTAL® copper coating of Al2017 using the laser shock adhesion Test (LASAT), Journal of Materials Science, 39(8), 2004, p. 2707-2716

[82] S. RICKERBY D, A review of the methods for the measurement of coating-substrate adhesion, Surface and Coatings Technology, 1988, 36, p. 541-557

[83] C. RICHARD,Étude des caractéristiques mécaniques de revêtements projetés par procédés thermiques, Thèse de l'UTC, Compiègne, Déc. 1992.

[84] ://www.sulzermetco.com/tech/tip13.html

[85] E. LUGSCHEIDER, L.ZHAO, A.FISCHER, Reactive plasma spraying oftitanium, Advanced Engineering Materials 2, N°5, p. 281-284 (2000)

[86] C. MARCHAND, Nitridation of Ti-6Al-4V powder in thermal plasm Conditions and sintering of obtained TiN powder, Surface and Coating Technology 201, 2006),

[87] B.E. LAUNDER, D.B. SPALDING, , The Numerical Computation of Turbulent Flows, Computer Methods In Applied Mechanics and Engineering, Vol. 3, pp 269-289 (1974).

[88] A. ABDELLAHEL-HAD, Modilisation de l'interaction particule –gaz pendant la projection thermique, Thèse de doctorat de l'université de Blida,(2004).

[89] M.I Boulos., P. Fauchais., E Pfender. Thermal Plasmas Fundamentals and applications, Vol.1, Plenum Press, New York.ISBN 0-306-44607-3. (1994)

[90] M**.** KHALID FATAOUI, Développement de modèles thermomécaniques de construction de dépôts obtenus par projection thermique. Thèse de doctorat, Université de LIMOGES, (2007).

[91] M. VARDELLE. "Etude expérimentale des transferts de chaleur, de quantité de mouvement et de masse entre un plasma d'arc à la pression atmosphérique et des particules solides", Thèse de doctorat, Université de Limoges. (1987).

[92] M. BOUNDER, M. EL GANAOUI, B. PATEYRON, P. FAUCHAIS .Thermal modelling of composite iron/alumina particles sprayed under plasma conditions. parti : pure conduction. journal of high temp. material processes**,** volume 7, issue 4, pp. 547-558 (2003).

[93] F. BEN ETTOUILI., Modélisation rapide du traitement de poudres en projection par plasma d'arc, Thèse de doctorat de l'université de Limoges, N° 8, avril (2008).

[94] S.V. JOSHI AND R .SIVAKUMER, « Particle behavior during high velocity oxy-fuel spraying ».Surface and coating technology ,50-67 (1991).

[95] E. BOURDIN, P. FAUCHAIS, M. I. BOULOS, Transient heat conduction under plasma condition, Int. J. Heat and Mass Transfer, 26 (4), p 567-582, (1983)

[96] M.N. Ozisik, Heat Transfer, 2ème Edition, New York: Wiley-IntersciencePublication, (1993).

[97] H.CARSLAW, J. JAEGER, Conduction of heat in solids, (Ed.) Oxford :Claredon Press, (1959)

[98] E. PEFENDER, Y. C. LEE, " Particle dynamics and particle heat and mass transfer in thermal plasmas, part 1. The motion of a single particle Without thermal effect". Plasma chemistryand plasma processing, 5(3), 211-237 (1985).

[99] S.Q. ARMSTER, J.P.DELPLANQUE, M.REIN, E.J.ET LAVERNIA, Thermo-mechanisms controlling droplet based materials processes, International Materials Review, Vol. 47, n° 6, pp. 265-301 (2002).

[100] V. V.SOBOLEV et J.M.GUILEMANY, "Flattening of droplets and formation of splats in thermal spraying: A Review of recent work- Part 1", J. Therm. Spray Technol., Vol. 8(1), pp. 87-101 (1999).

[101] R. DHIMAN and S.CHANDRA, Freezing-induced splashing during impact of molten metal droplets with high Weber numbers, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 48, pp. 5625-5638. (2005).

[102] S. CHANDRA and C.T. AVEDISIAN. On the collision of a droplet with a solid surface proc. r. soc .London, vol. a 432n 13,p2771-2789 (1991).

[103] H.JONES, Cooling, freezing and substrate impact of droplets formed by rotary atomization, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 4, pp. 1657-1660. (1971).

[104] M. PASANDIDEH-FARD, Y. M. QUIAO, S. CHANDRA and M. MOSTA-GHIMI. Capillary effects during droplet impact on a solid surface. Phys. Fluids, vol. 8 (3), p. 650-659, (1996)

[105] W.M. HEALY, J .G. HARTLEY And S.I. ABDEL-KHALIK. Surface wetting effects on the spreading of liquid droplets impacting a solid surface at Lowe Weber numbers. Int. j. heat mass trans. Vol. 44, p.235-240, (2001)

[106] V. V. SOBOLEV and J. M.GUILEMANY, Flattening of Thermally Sprayed Particles, Mater. Lett, Vol. 22, , pp. 209-213. (1995).

[107] S. D. AZIZ and S. CHANDRA, Impact, Recoil and Splashing of molten metal droplets, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 43, pp. 2841-2857. (2000).

[108] R. DHIMAN, A. MCDONALD, and S. CHANDRA, Predicting Splat Morphology in a Thermal Spray Process", Surface and Coatings Technology, Vol. 201 (18), pp. 7789-7801.(2007).

[109] A. MCDONALD, M.LAMONTAGNE, C.MOREAU, S.CHANDRA, Impact of plasma-sprayed metal particles on hot and cold glass surfaces, Thin Solid Films, Vol. 514, pp. 212–222. (2006).

[110] Y. HEICHAL., CHANDRA S., Predicting Thermal Contact Resistance between molten metal droplets and a solid surface, J. of Heat Transfer, Vol. 127 (11), pp. 1269-1275. (2005).

[111] H. S CARSLAW, J.C.JAEGER, Conduction of heat in solids, 2nd ed. Clarendon Press Oxford. (1959).

[112] Y. MEBDOUA, Etude Numérique des Phénomènes Thermiques Contrôlant la Solidification d'une Lamelle en Projection Thermique : Application à la Formation du Dépôt . Thèse de doctorat, Université de LIMOGES.(2008) .

[113] M.P. PLANCHE, contributions à l'étude des fluctuations dans une torche à plasma. Applications à la dynamique de l'arc et aux mesures de vitesse d'écoulement, université de limoges, France

[114] D. CHOÏ. Méthode des éléments finis par l'exemple", Groupe Mécanique Modélisation Mathématique et Numérique, Université de Caen, Bld Maréchal Juin, 14032 Caen Cedex, France, Version Avril 2010

[115] E. MADENCI, I.GUVEN, The Finite Element Method and Applications in Engineering Using ANSYS, by Springer Science and Business Media, LLC (2006)

[116] J.M. VAASSEN, P.DEVINCENZO ,C.HIRSCH, and B. LEONARD, Strong coupling algorithm to solve fluid-structure interaction problems with a staggered approach," in Proceedings of the 11th International W Son Simulation & EGSE Facilities for Space Programmes (SESP '10), 2010.

[117] F. KARL BENRA, H. JOSEF DOHMEN, J. PEI, S. SCHUSTER, AND B.WAN. A Comparison Of One-Way And Two-Way Coupling Methods For Numerical Analysis Of Fluid-Structure Interactions. Journal of Applied Mathematics Volume 2011, Article ID 853560, 16 pages doi:10. 1155/2011/853560